E.3280

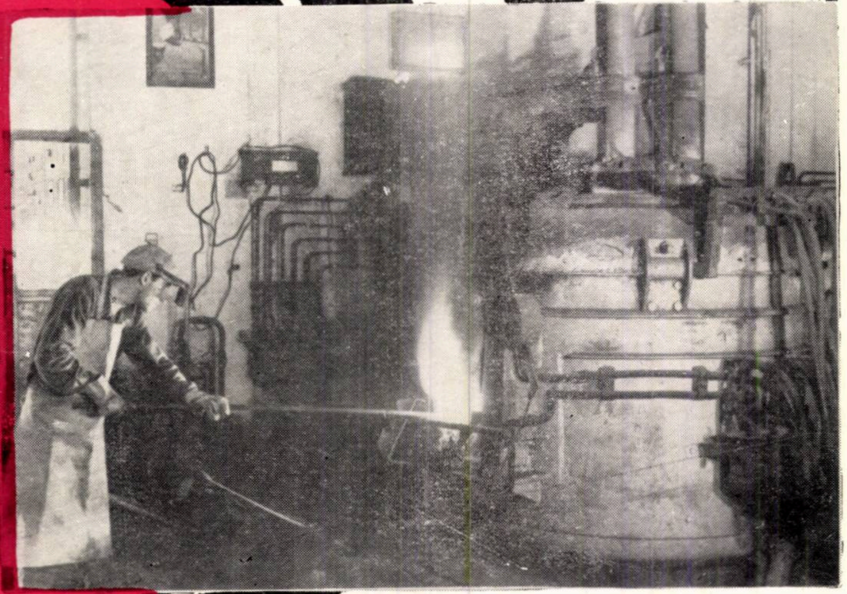
04

METALURGIA

1

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXII • NR. 1 • IANUARIE 1970

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

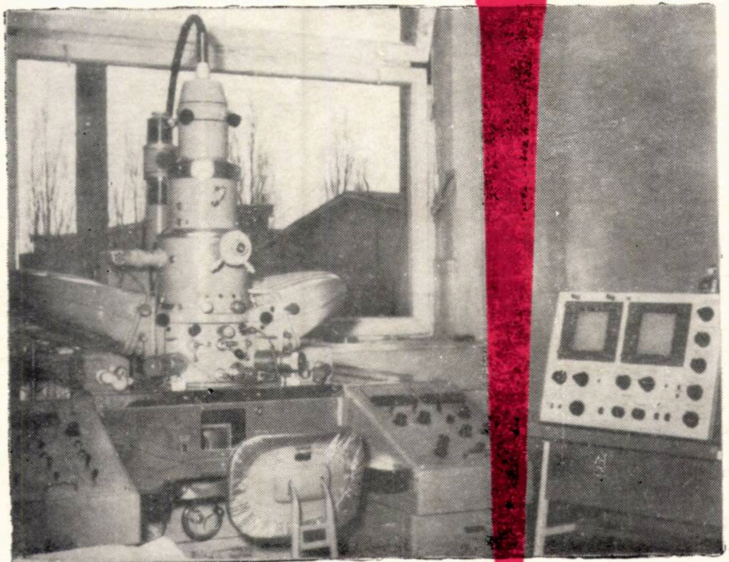


dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile: fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:
- — lucrări de metalografie optică şi electronică;
- — cercetări cu ajutorul microsondei electronice;
- — lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri;
- — forjări şi laminări de diferite produse;
- — încercări fizico-mecanice;
- — analize chimice;
- — diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).

Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice, şpanuri etalon etc.



ICEM

BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 177478 — Telex. 011.369

E 3280

METALURGIA

Anul 22 nr. 1 ianuarie 1970

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Șontea S., Teodorescu Minodora și *Lescenco Georgeta*: **Considerații privind rezistența la coroziune a aliajelor de aluminiu de tip AlZnMg și a îmbinărilor sudate ale acestora** 1

Cohn E., Cosneanu C. și *Sofroni L.*: **Amestecuri de formare fluide pe bază de cimenturi cu întărire rapidă** 6

Rusu B., Riza M. și *Bende B.*: **Metode de punere în evidență a grăuntelui austenitic** 11

REALIZĂRI TEHNICE

Dumitrescu Th.: **Metoda radiometrică pentru studiul originii și distribuției incluziunilor nemetalice în lingotiere** 14

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Barbu I., Reinhorn Gabriela, Goga Paula, Corciovei Emilia și *Ștefănescu I.*: **Utilizarea cocsului brichete ICEM la fabricarea produselor cărbunoase** . . 18

Franțiu I.: **Metode de stabilire a legăturii dintre fenomene fără a ține seamă de natura repartiției, cu aplicații în metalurgie** 24

Cruceru C.: **Îmbunătățirea rezistenței la duble îndoiri a conductorilor de cupru multifilari, destinați conductelor electrice pentru instalații mobile** . . . 27

Lederer A.: **Tratamentul termic al tablelor groase din oțeluri sudabile și cu rezistență ridicată (II)** . 31

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Urseanu A.: **Arderea carbonului în procesul de aglomerare** 39

Vîrcolacu I.: **Influența presiunilor interioare și a temperaturii asupra mantalei furnalului sau cauperului** 42

Rădulescu Cr.: **Procesul de încălzire a sleburilor în cuptoare cu grinzi pășitoare** 47

Dimitrescu Ioana: **Mecanismul durificării soluțiilor solide** 51

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Tripșa I., Barbu I. și *Olteanu St.*: **2 800 de ani de metalurgie a fierului pe meleagurile României** 55

RECENZII 46,60

COMITETUL DE REDACŢIE

N. Craft, Tr. Dumitrescu, Suzana Gîdea, V. Holban, A. Ieremia, I. Ilca, G. Miheţ, I. Moldovan, N. Murguleţ, Fl. Oprea, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, I. Prisecaru, Maria Roşianu, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ştefănescu, O. Takacs, I. Tripşa, Silvia Vacu, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România—Redacţia şi administraţia, Bucureşti, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T.—M.I.M. Abonamentele se primesc la administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Centrul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

„Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/966.“

c. 4061

42 406

SOMMAIRE

CD 620.193 : 669.715'5'721

Şontea S., Teodorescu Minodora et *Lescenco Georgeta* : **Considérations sur la résistance à la corrosion des alliages d'aluminium type AlZnMg et des assemblages soudés respectifs.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 1 – 5

CD 621.742.486

Cohn E., Cosneanu C. et *Sofroni L.* : **Sables de moulage fluides à base de ciments à durcissement rapide.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 6 – 10

CD 669.15–194.56 :539.215.2

Rusu B., Riza M. et *Bende B.* : **Méthode pour mettre en évidence le grain austénitique.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 11 – 13

CD 543.52 :621.746.393 ;539.219.1

Dumitrescu Th. : **Méthode radiométrique pour l'étude de l'origine et de la distribution des inclusions non métalliques dans les lingotières.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 14 – 17

CD 662.749.2 :621.3.035.222.2

Barbu I., Reinhorn Gabriela, Goga Paula, Corciovei Emilia et *Ştefănescu I.* : **L'utilisation du coke de briquettes ICEM à la fabrication des produits à base de charbon.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 18 – 23

CD 669.1.001.89

Franţiu I. : **Méthodes pour établir la relation entre les phénomènes sans tenir compte de la nature de la répartition, avec applications dans la métallurgie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 24 – 26

CD 621.315.5 :539.413

Cruceru C. : **L'amélioration de la résistance aux doubles flexions des conducteurs multiples de cuivre destinés aux conduites électriques pour installations mobiles.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 27 – 30

CD 621.785 :669.14.018.62 :669–41

Lederer A. : **Le traitement thermique des tôles en acier soudable et à résistance élevée (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 31 – 38

CD 622.785 :536.46 :661.71

Urseanu A. : **La combustion du carbone dans le processus d'aglomération.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 39 – 41

CD 669.162.213

Vîrcolacu I. : **L'influence des pressions internes et de la température sur l'enveloppe du haut fourneau.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 42 – 46

CD 621.785.1 :669–412 ;66.041.497

Rădulescu C. : **Le processus de réchauffement des brames dans les fours à poutres.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 47 – 50

CD 54–165 :621.785.7–8

Dimitrescu Ioana : **Le mécanisme du durcissement des solutions solides.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 51 – 54

CD 669.1 (498)

Tripşa I., Barbu I. et *Olteanu St.* : **2 800 ans de métallurgie du fer dans les régions de la Roumanie.**

Metalurgia 22 (1970), nr 1, p. 55 – 60

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 620.193 :669.715'5'721

Сонтя С., Минодора Теодореску и Джеорджета Лесченко: **О коррозионной стойкости алюминиевых сплавов типа AlZgMn и их сварных соединений**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 1–5

ДК 621.742.486

Кон Е., Косняну К. и *Софрони Л.:* **Жидкие формовочные смеси на основе быстросхватывающихся цементов**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 6–10

ДК 669.15–194.56 :539.215.2

Русу Б., Риза М. и *Бенде В.:* **Метод выявления аустенитного зерна**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p 11–13

ДК 543.52 :621 766.393 :539.219.1

Думитреску Т.: **Радиометрический метод исследования происхождения и распределения неметллических включений в изложницах.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 14–17

ДК 662.749.2 :621.3.035.222.

Барбу И., Штефэнеску И., Рейнхорн Габиела, Гога Паула и Корчевей Емилия; **Использование формованного кокса ..ИЧЕМ" для производства углеродистых изделий**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 18–23

ДК 669.1.001.89

Франциу И.: **Методы установления связи между явлениями не учитывая природу распределения, применительно к металлургии**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 24–26

ДК 621.315.5 :539.413

Кручеру К.: **Повышение прочности на двойной изгиб медных многожильных электропроводов, предназначенных для переносных установок**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 27–30

ДК 621.785 :669.14.018.62 :669–41

Ледерер А.: **Термообработка толстых листов из свариваемых сталей повышенной прочности (11)**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 31–38

ДК 622.785:536.46:661.71

Урсяну А.: **Сгорание углерода в агломерапионном процессе**

Metalurgia 22 (1970) nr. 1, p. 39–41

ДК 669.162.213

Выркола̀ку И.: **Влияние внутреннего давления и температуры на кожух доменной печи или каупера**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 42–46

ДК 621.785.1 :669–412 :66.041.497

Рэдулеску К.: **Процесс нагрева слябов в печах с шагающими балками**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 47–50

ДК 54–165 :621.785.7–8

Димитреску Иоана: **Механизм упрочнения твердых растворов**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 51–54

ДК 669. 1(498)

Трипша И., Барбу И. Олтяну Шт.: **2800 лет металлургии железа на землях Румынии**

Metalurgia 22 (1970) nr. 1, p. 55–60

INHALT

DK 620.193 :669.715'5'721

Şontea S., *Teodorescu Minodora* und *Lescenco Georgeta*: **Berücksichtigungen über den Korrosionswiderstand der AlZnMg Legierungen und derer Schweissnähte.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 1 – 5

DK 621.742.486

Cohn E., *Cosneanu C.* und *Sofroni L.* : **Flüssige Formmischungen auf Basis von schnellbindendem Zement.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 6 – 10

DK 669.15–194.56 :539.215.2

Rusu B., *Riza M.* und *Bende B.* : **Aetzmethode für Austenitkörner.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 11 – 13

DK 543.52 :621.746.393 :539.219.1

Dumitrescu Th. : **Radiometrische Methode für Untersuchung der Herkunft und Verteilung von nichtmetallischen Einschlüssen in Giessformen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 14 – 17

DK 662.749.2 :621.3.035.222.2

Barbu I., *Reinhorn Gabriela*, *Goga Paula*, *Corciovei Emilia* und *Ştefănescu I.* : **Anwendung von ICEM Koksbrikett für Kohlenstofferzeugnisse.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 18 – 23

DK 669.1.001.89

Franţiu I. : **Bestimmungsmethoden der Verhältnisse zwischen Phänomenen ohne Berücksichtigung der Distributionsart und derer Anwendung in der Metallurgie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 24 – 26

DK 621.315.5 :539.413

Cruceru C. : **Erhöhung der Doppelbiegungsfestigkeit der elektrischen vieladrigen Kupferleitungen für bewegliche Einrichtungen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 27 – 30

DK 621.785 :669.14.018.62 :669–41

Lederer A. : **Die Wärmebehandlung der Grobbleche aus schweissbaren und hochfesten Stähle (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 31 – 38

DK 622.785 ;536.46 ;661.71

Urseanu A.: **Kohlenstoffverbrennung im Agglomerierverfahren.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 39 – 41

DK 669.162.213

Vîrcolacu I. : **Einfluss der Innendrucke und der Temperatur auf den Blechmantel des Hochofens und der Winderhitzer.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 42 – 46

DK 621.785.1 :669–412 :66.041.497

Rădulescu C. : **Verlauf der Brammenerwärmung im Hubbalkenofen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 47 – 50

DK 54–165 :621.785.7–8

Dimitrescu Ioana : **Erhärtungsmechanismus bei Mischkristallphasen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 51 – 54

DK 669. 1(498)

Tripşa I., *Barbu I.* und *Olteanu Gh.* : **2800 Jahre von Eisenmetallurgie auf rumänicher Erde.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1. p. 55 – 60

CONTENTS

DC 620.193 :669.715'5'721

Şontea S., Teodorescu Minodora and *Lescenco Georgeta* : **Considerations regarding corrosion resistance of Al Zn Mg aluminium alloys and of their welded joints.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 1 – 5

DC 621.742.486

Cohn E., Cosneanu C. and *Sofroni L.* : **Fluid moulding sands on quick-setting cement base.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 6 – 10

DC 669.15 – 194.56 :539.215.2

Rusu B., Riza M. and *Bende B.* : **Etching method for austenitic grains.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 11 – 13

DC 543.52 :621.746.393 :539.219.1

Dumitrescu Th. : **Radiometric method for studies regarding origin and distribution of non-metallic inclusions in ingot moulds.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 14 – 17

DC 662.749.2 :621.3.035.222.2

Barbu I., Reinhorn Gabriela, Goga Paula, Corciovei Emilia and *Ştefănescu I.* : **Utilization of ICEM briquette coke for carbon product manufacturing.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 18 – 23

DC 669.1.001.89

Franţiu I. : **Methods for estimating connections between phenomena without taking into account the character of the distribution and their utilization in metallurgy.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 24 – 26

DC 621.315.5 :539.413

Cruceru C. : **Improving resistance to double bending of multicore copper conductors for electric lines in mobile outfits.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 27 – 30

DC 621.785 :669.14.018.62 :669 – 41

Lederer A. : **Heat treatment of high strength weldable steel plates (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 31 – 38

DC 622.785 :536.46 :661.71

Urseanu A. : **Carbon burning during agglomeration.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 39 – 41

DC 669 162.213

Vîrcolacu I. : **Influence of internal pressures and of temperature on blast furnace and cowper stove casing.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 42 – 46

DC 621.785.1 :669 – 412 :66.041.497

Rădulescu C. : **Slab heating process in walking-beam furnaces.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 47 – 50

DC 54 – 165 :621.785.7 – 8

Dimitrescu Ioana : **Hardening mechanism of solid solutions.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 51 – 54

DC 669. 1(498)

Tripşa I., Barbu I. and *Olteanu St.* : **2 800 years of iron metallurgy on Rumanian earth.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 1, p. 55 – 60

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1985

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 1
IANUARIE
1970
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

Considerații privind rezistența la coroziune a aliajelor de aluminiu de tip AlZnMg și a îmbinărilor sudate ale acestora

Ing. S., ȘONTEA Ing. MINODORA TEODORESCU și Ing. GEORGETA LESCENCO
„Electroputere – Craiova" I.C.P.E.

CZ 620.193 :669.715'5'721

CONSIDÉRATIONS SUR LA RÉSISTANCE À LA CORROSION DES ALLIAGES D'ALUMINIUM TYPE AlZnMg ET DES ASSEMBLAGES SOUDÉS RESPECTIFS

On étudie le comportement à la corrosion de huit alliages d'aluminium type AlZnMg et des assemblages soudés respectifs. Les essais ont été effectués dans le laboratoire et dans un microclimat marin.

On tire les conclusions sur l'influence qu'a la composition chimique des alliages sur leur comportement à la corrosion et on indique les meilleurs résultats obtenus au cours des essais portant sur leurs assemblages soudés.

CONSIDERATIONS REGARDING CORROSION RESISTANCE OF Al Zn Mg ALUMINIUM ALLOYS AND OF THEIR WELDED JOINTS

Corrosion behaviour of eight Al Zn Mg aluminium alloys are investigated, as well as that of their welded joints. Investigations were carried-out in laboratorium and under marine microclimate.

Conclusions are drawn as regards influence of chemical composition on corrosion behaviour and best results, obtained during welded joint testing, are presented.

Aliajele de aluminiu de tip AlZnMg se utilizează mai ales în construcții metalice sudate, la fabricarea avioanelor, a mijloacelor de transport auto, a navelor etc. [1], [2], [3], [4]. Buna funcționare a construcțiilor realizate din aceste aliaje este condiționată și de gradul de rezistență la coroziune, problemă tratată pe scurt în lucrarea de față.

Lucrări efectuate. S-au studiat opt aliaje de aluminiu de tip AlZnMg și îmbinări sudate ale acestora, din punct de vedere al rezistenței lor la coroziune.

Compoziția chimică a aliajelor studiate este arătată în tabela 1.

Încercările s-au executat pe table realizate prin forjare sau laminare, de 4—6 mm grosime, în stare tratată termic, prin punerea lor în soluție și îmbătrînire naturală. Studierea rezistenței la coroziune s-a făcut prin expunerea epruvetelor în laborator la următoarele încercări accelerate de coroziune :

— imersie alternată în soluție 3% clorură de sodiu — pentru materialele nesudate ;

— imersie continuă și alternată în soluție 3% clorură de sodiu, precum și expunere în aerosoli de soluție 5% acid clorhidric — pentru îmbinările sudate.

Tabela 1

Aliajul studiat	Compoziția chimică, %								
	Zinc	Zinc + magneziu	Magneziu	Crom	Fier	Mangan	Siliciu	Zirconiu	Titan
A	3,46	5,31	1,85	—	0,3	0,02	0,28	—	—
B	4,90	6,70	1,80	0,26	0,5	0,36	0,27	—	—
C	4,60	6,77	2,17	0,19	0,6	0,66	0,27	—	0,12
D	2,30	4,70	2,40	0,86	0,7	1	0,24	0,04	0,10
E	5,70	6.55	0,54	0,257	0,4	0,38	0,14	—	0,12
F	2,80	5,60	2,80	0,15	0,36	0,25	0,15	—	0,25
G	4	5,88	1,88	0,70	1	0,955	0,14	0,12	0,29
H	3,45	5,85	2,42	0,06	0,42	0,12	0,19	0,10	0,10

Evaluarea rezultatelor s-a făcut prin observare vizuală, prin variația proprietăților mecanice și prin analiza metalografică a structurii.

Rezultatele obținute cu probele nesudate. Probele nesudate au avut forma unor epruvete pentru încercări mecanice, cu grosimea de 4 mm. Ele au fost supuse la un număr de 1 000 cicluri de imersie alternată în soluție 3% NaCl. Un ciclu de încercare a fost format din 10 min imersie și 50 min menținere în aer. La cele 1 000 cicluri realizate prin imersie alternată rezultă un timp de menținere efectiv a probelor în soluția salină de 166 h.

Aliajul H a fost studiat mai amănunțit și anume la 700 (H_1) și 1 000 cicluri (H_2) netensionat, precum și la 1 000 cicluri în stare tensionată (H_3). Starea de tensionare a fost creată printr-o deformare remanentă de 10% înainte de încercare.

După încercare s-a observat că suprafața tuturor probelor a fost acoperită cu produse de coroziune de culoare albă, probele D și G prezentînd însă produse de coroziune mai abundente și de nuanță mai închisă. De asemenea nu s-a observat nici o diferență între aspectul probei H netensionată și cea tensionată.

Cu ajutorul încercărilor mecanice efectuate înainte și după proba de coroziune s-a stabilit influența coroziunii asupra proprietăților mecanice.

Toate probele au prezentat diminuări ale proprietăților mecanice, însă cele mai intense au fost înregistrate la aliajele D (21% pentru rezistența la rupere și 57% pentru alungire) și G (15% pentru rezistența la rupere și 50% pentru alungire) și E (20,6% pentru rezistența la rupere); la aliajul H_3 (700 cicluri) variația proprietăților mecanice a fost mică.

În continuare, aceste probe au fost analizate cu ajutorul microscopului metalografic, pentru a se verifica atît existența coroziunii intercristaline, cît și a altor efecte. Lustruirea s-a făcut electrolitic, cu o soluție de acid azotic concentrat, iar atacul, cu o soluție de acid fluorhidric diluat. Mărirea fotografiilor este 200 :1. La nici unul din aliajele cercetate nu s-au identificat efecte de coroziune intercristalină; la unele au apărut defecte de distrugere marginale cu penetrație.

În tabela 2 și în figurile 1 și 2 se prezintă rezultatele obținute.

Tabela 2

Aliajul studiat	Observații	Figura
A	Cu efecte de distrugere în margine, de formă neregulată, în interior structură normală	Structura de margine (fig. 1, *a*) Structura de adîncime (fig. 2, *a*)
B	Fără efecte de distrugere în margine, în interior situație normală	—
C	Fără efecte de distrugere în margine, în interior situație normală	
D	Efecte de coroziune în margine cu penetrație în adîncime	Structura de margine (fig. 1, *b*)
E	Fără efecte de coroziune în margine și în interior	—
F	Slabe efecte de coroziune în margine, în interior normal	Structura de margine (fig. 1, *c*) Structura de adîncime (fig. 2, *b*)
G	Efecte de distrugere în margine; în interior fără defecte	Structura de margine (fig. 1, *d*)
H_1	Fără efecte de coroziune	—

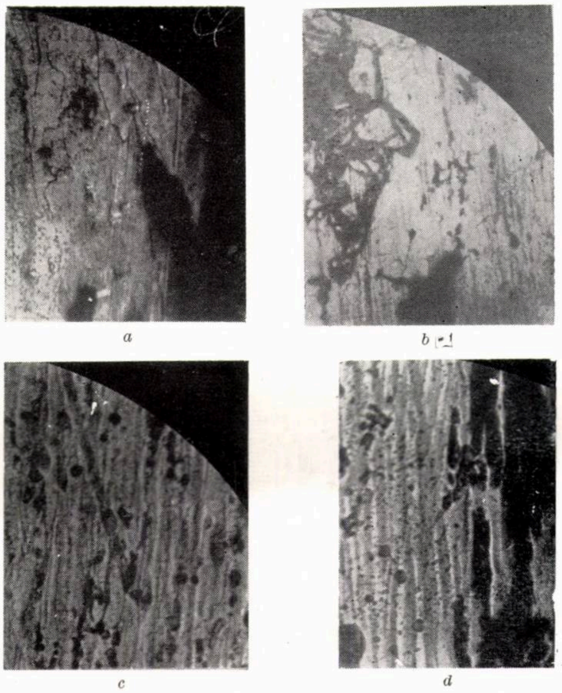


Fig. 1. Structura de margine după încercarea la 1 000 cicluri de imersie alternată în soluţie 3% NaCl: *a* – aliaj A; *b* – aliaj D; *c* – aliaj F; *d*–aliaj G

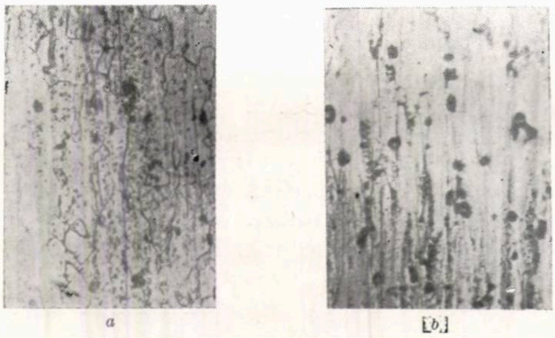


Fig. 2. Structura de adîncime după încercarea la 1 000 cicluri de imersie alternată în soluţie 3% NaCl: *a* – aliaj A; *b* – aliaj F

Rezultatele obţinute cu probele sudate. S-au încercat probe din aliajul H, sudate cu diferiţi electrozi sau cu diferite metale de adaos.

Sudarea cu diferiţi electrozi. Pentru îmbinările sudate s-a utilizat aliajul H sub formă de table laminate, groase de 4 mm. Sudarea s-a făcut după procedeul WIG, cu următorul regim de lucru: curent — 150 A; electrod de wolfram — ∅ 2,4 mm; consum de argon — 10 l/min; poziţia de sudare—liberă; capetele tablelor — fără şanfren.

S-au utilizat trei categorii de electrozi cu conţinut diferit de siliciu, după cum se arată în tabela 3.

Tabela 3

Electrodul	Diametrul, mm	Compoziţia chimică, %					
		Siliciu	Mangan	Fier	Magneziu	Titan	Aluminiu
S 6 S	3	12	0,3	0,15	—	—	rest
AK 4	2	4,4	0,10	0,109	—	—	rest
AlSi	4	6,83	0,398	0,288	0,338	0,163	rest

O parte din probe au fost supuse încercării de imersie continuă în soluţie 3% NaCl, timp de 100 zile. Aprecierea rezultatelor s-a făcut pe baza observaţiilor vizuale şi a analizei microscopice.

După scoaterea din soluţia salină probele au prezentat suprafaţa complet acoperită cu produse de coroziune.

Analizele microscopice au fost realizate în modul arătat anterior (mărire a fotografiilor 120 :1).

La probele la care s-a utilizat electrodul S 6 S s-au înregistrat efecte de coroziune intercristalină, după cum se arată în figura 3, *a*.

De asemenea, metalul de bază în zona imediat alăturată cordonului prezintă efecte de coroziune de forma unor fîşii de culoare neagră (fig. 4, *a*).

La probele la care s-a folosit electrodul AK_4 efectele de coroziune intercristalină sînt mai restrînse, avînd un contur negru la limita grăunţilor cristalini atît în sudură (fig. 3, *b*), cît şi în zona de lîngă sudură a metalului de bază (fig. 4, *b*).

Rezultatele apropiate s-au obţinut şi la utilizarea electrodului AlSi.

Sudarea cu diferite metale de adaos. Materialele încercate, ca şi regimul de lucru utilizat la sudarea acestora, sînt prezentate în tabela 4.

Probele s-au sudat în forma unor plăci de dimensiuni 5 × 100 × 250 mm. După sudare s-au confecţionat epruvete pentru încercări mecanice cu prelucrarea suprafeţelor inclusiv a supraînălţării.

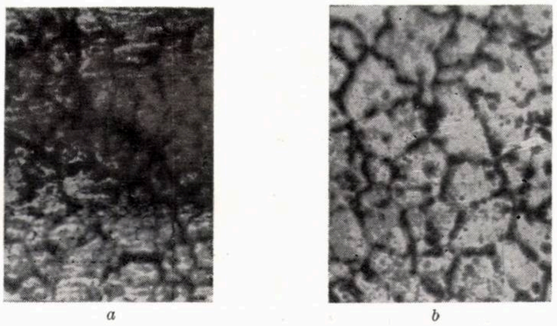


Fig. 3. Structura sudurii după 100 zile imersie continuă în soluţie 3% NaCl: *a* – electrod S 6 S; *b* – electrod AK 4

Încercarea la coroziune s-a făcut prin imersie alternată într-o soluţie salină de 3% NaCl, la un număr de 2 400 cicluri. Un ciclu a fost format din 10 min imersie şi 50 min menţinere în aer.

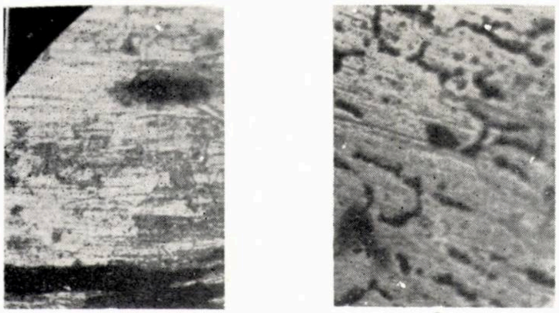

a *b*

Fig. 4. Structura metalului de bază în zona alăturată cordonului de sudură după 100 zile imersie continuă în soluţie 3% NaCl:

a – probă sudată cu electrodul S 6 S; *b* – probă sudată cu electrodul AK 4

După încercare toate probele au prezentat suprafaţa acoperită cu produse albe de coroziune. Cea mai pronunţată degradare corosivă s-a produs într-o zonă situată lîngă cordon. Coroziunea cea mai intensă au prezentat-o probele din grupa 1, urmate apoi de grupele 4, 2 şi 3. Cordonul de sudură apare nuanţat închis numai la grupa 1, la restul de grupe rămînînd neatacat.

Tabela 4

Grupa	Metalul de bază	Metalul de adaos	Regimul de us:are
1	AlZnMg (şarja H după tabela 1)	AlMg5 (5,2% magneziu; 0,1% siliciu; 0,199% mangan; 0,169% fier)	Procedeul WIG; 150 A; electrod wolfram 2,3 mm diametru; argon 15 l/m; teşirea la capete 70°.
2	AlZnMg (şarja H după tabela 1)	AlZnMg (şarja E, după tabela 1)	Procedeul WIG; 150 A; electrod wolfram 2,3 mm diametru; argon 15 l/m; teşirea la capete 70°.
3	AlZnMg (şarja H după tabela 1)	AlZnMg (şarja F, după tabela 1)	Procedeul WIG; 150 A; electrod wolfram 2,3 mm diametru; argon 15 l/m; teşirea la capete 70°.
4	AlZnMg (şarja H după tabela 1)	Acelaşi cu metalul de bază	Procedeul WIG; 150 A; electrod wolfram 2,3 mm diametru; argon 15 l/m; teşirea la capete 70°.

În figura 5 s-a reprezentat rezistenţa la rupere a celor patru grupe de probe iniţiale, după încercarea de imersie alternată şi după expunere şase luni în microclimat maritim la Agigea.

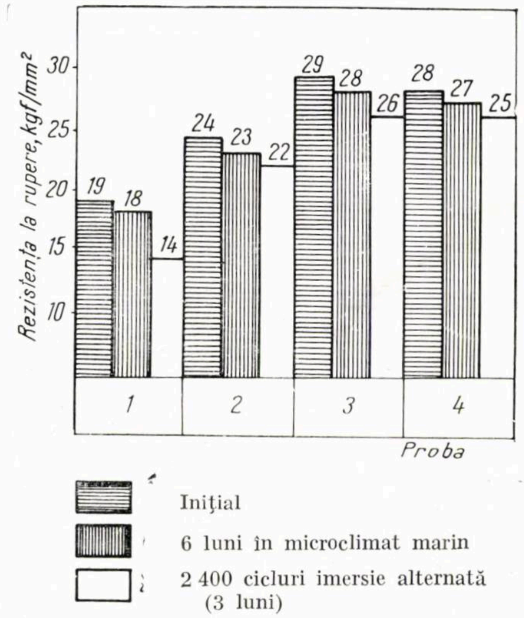


Fig. 5. Rezistenţa la rupere a probelor sudate iniţial şi după încercarea la imersie alternată în soluţie 3% NaCl şi expunere şase luni în microclimat marin

După cum se remarcă, cea mai intensă scădere a rezistenţei se înregistrează la probele din grupa 1, la care s-a folosit electrodul cu conţinut ridicat de magneziu.

La analiza microscopică (mărirea fotografiilor 200 :1) la probele din grupa 1 s-a identificat coroziunea intercristalină în sudură şi coroziunea stratificată în benzi, în metalul de bază, în zona alăturată îmbinării (fig. 6, *a*).

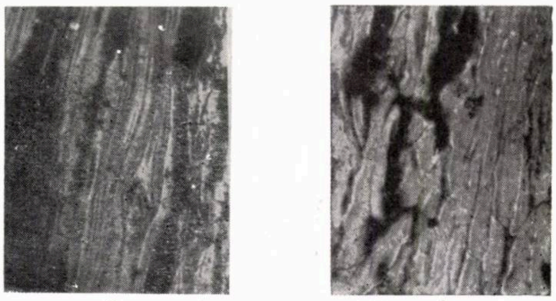

a *b*

Fig. 6. Structura metalului de bază în zona alăturată sudurii după 2 400 cicluri la imersie alternată în soluţie 3% NaCl:

a – probă din grupa 1; *b* – probă din grupa 4

La probele din grupa 2 coroziunea are caracter mai restrîns atît în sudură, cît şi în metalul de bază.

La probele din grupa 3 se observă parţial urme de coroziune în sudură şi metalul de bază.

La probele din grupa 4 se observă efecte de coroziune stratificată în benzi în material, lîngă sudură (fig. 6, *b*).

O altă categorie de probe, făcînd parte tot din șarja H, au fost sudate după procedeul WIG. În afara electrozilor S 6 S, AK 4 și AlSi s-a utilizat și electrodul S 6 M cu compoziția 0,1% siliciu; 0,199% mangan; 0,169% fier; 5,2% magneziu, restul aluminiu.

Aceste probe au fost supuse unei încercări de coroziune într-o instalație specială în mediu de aerosoli, 5% acid clorhidric, timp de 15 zile. După tratament probele au fost complet acoperite cu produse de coroziune de culoare întunecată. Prin analiză microscopică (mărirea fotografiilor 120 :1) au fost identificate următoarele aspecte :

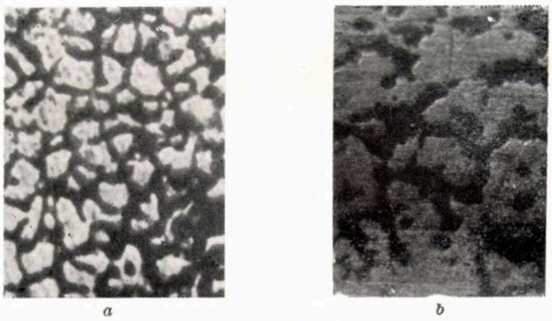


Fig. 7. Structura sudurii după 15 zile în mediu de aerosoli 5% NaCl :

a – probă sudată cu electrodul S 6 M ;*b* – probă sudată cu electrodul S 6 S

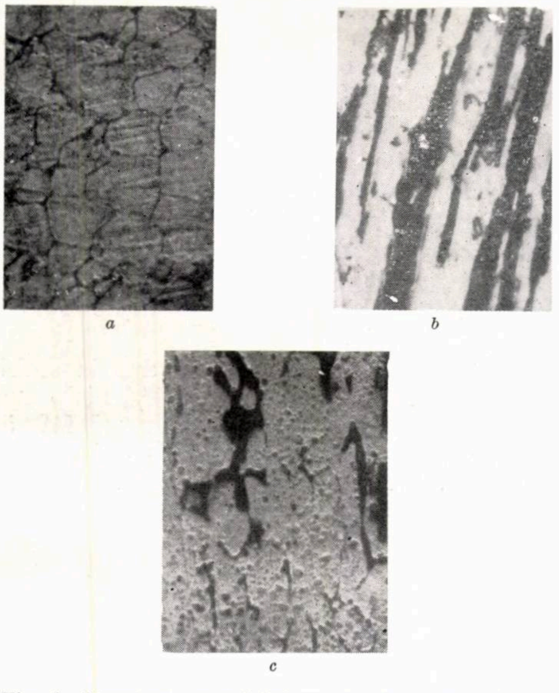


Fig. 8. Structura metalului de bază în zona alăturată sudurii după 15 zile în mediu de aerosoli 5% HCl :

a – probă sudată cu electrodul S 6 M; *b* – probă sudată cu electrodul S 6 S; *c* – probă sudată cu electrodul AK 4

– probele sudate cu electrod S 6 M prezintă o coroziune intercristalină puternică în sudură, mai ales la baza acesteia (fig. 7, *a*), iar în metalul de bază, slabe efecte în zona din imediata apropiere a îmbinării (fig. 8, *a*) ;

– probele sudate cu electrod S 6 S sînt puternic corodate în sudură (fig. 7, *b*) ca și în metalul de bază (fig. 8, *b*) unde apar benzi de culoare închisă ;

– probele sudate cu electrod AK 4 prezintă o coroziune mai puțin intensă față de electrodul S 6 S, care se manifestă mai pregnant în metalul de bază învecinat îmbinării (fig. 8, *c*).

CONCLUZII

Lipsa cromului din aliajele AlZnMg produce o înrăutățire considerabilă a rezistenței la coroziune (cazul aliajului A).

Aliajele D și G datorită conținutului ridicat de fier și mangan prezintă o scădere a rezistenței la coroziune.

Aliajul B cu 6,70% zinc + magneziu și 0,26% crom este mai rezistent la coroziune decît aliajul C cu 6,77% zinc + magneziu, 0,19% crom și 0,12% titan.

Scăderile de rezistență înregistrate pentru grupele de aliaje analizate sînt în concordanță cu degradarea datorită coroziunii.

Efectul de coroziune la imersia permanentă în apa salină este mai puternic decît în cazul imersiei alternate.

La sudarea efectuată cu electrozi cu conținut ridicat de siliciu nu se remarcă deosebiri calitative esențiale.

La sudarea efectuată cu electrozi de tip AlMg 5% și AlZnMg, efecte mai puternice de coroziune se manifestă la folosirea electrozilor cu 5% magneziu față de electrozii AlZnMg. Între electrozii AlZnMg se produc diferențieri care sînt în concordanță cu cele constatate anterior la analiza materialului nesudat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Evans U. R. *The corrosion and oxidation of metals. Scientific principles and practical application.* Edward Arnold Publ., Londra, 1960.

[2] Bergholz G. *Korrosionsbeständigkeit von Aluminium – legierungen AlZnMg.* Schweisstechnick, 13, nr. 5, 1963, p. 198–200.

[3] Hunsicker L. *Schreiben von Grobbehältern aus Aluminium legierungen.* Schweiben und Schneiden, 17, 1965, p. 434–436.

[4] Scheideker M. și Herenguel J. *Die neue Legierung* Az_3G. Revue de l'Aluminium, 40, nr. 310, 1963, p. 615–622.

[5] Fridlyandet I. N., Zaitserea N. I., Burovu E. și Abruzov Y. B. *Aluminia Splavy Sbornic Statei*, nr. 3, 1964, p. 51–65.

Amestecuri de formare fluide pe bază de cimenturi cu întărire rapidă

Dr. ing. E. COHN, dr. ing. C. COSNEANU şi dr. ing. L. SOFRONI

CZ 621.742.486

SABLES DE MOULAGE FLUIDES À BASE DE CIMENTS À DURCISSEMENT RAPIDE

On présente les résultats des recherches exécutées dans le laboratoire et dans la station-pilote en vue de l'obtention de plusieurs sables de moulage fluides dans la composition desquels le silicate de sodium n'entre pas.

On a obtenu des sables de moulage fluides à autodurcissement en utilisant comme liant les ciments à prise rapide type RIM — 200 et RIM — 250 qui, en présence des détergents, de l'eau et des accélérateurs de durcissement (tripolyphosphate de sodium ou solutions alcalinisées de lessive sulfitique), rendent possible la réalisation de certains sables dont les propriétés technologiques correspondent aux nécessités pratiques.

FLUID MOULDING SANDS ON QUICKSETTING CEMENT BASE

The paper presents the results of investigations performed on laboratory and pilot scale in wiew to obtain fluid moulding sands without sodium silicate.

Self-setting moulding sands. were obtained by using bonding agents as RIM-200 and sodium RIM-250 quick-setting cements which, in the presence of detergents, water or hardening accelerators (tripolysodium phosphate or alkalised sulphite lye solutions), allow to obtain sands with suitable technological properties as regards practical requirements.

În unele ţări folosirea amestecurilor fluide pe bază de zgure provenite de la fabricarea ferocromului, de zgure metalurgice şi de şlam de nefelină a fost limitată din cauza dificultăţilor legate de asigurarea unei activităţi chimice constante a zgurelor, precum şi de colectarea şi transportarea acestora la locul de întrebuinţare. Noile tipuri de amestecuri fluide pe bază de silicat de sodiu-ciment şi silicat de sodiu-dolomită au eliminat aceste inconveniente.

Atît procedeele care utilizează zgură, cît şi cele care folosesc ciment, dolomită etc. se bazează pe existenţa în compoziţia amestecurilor a unor proporţii de 6—7% silicat de sodiu [1]—[3].

Întrucît majoritatea sorturilor de ciment au preţuri de cost mai scăzute decît silicatul de sodiu, s-au efectuat cercetări în vederea obţinerii unor amestecuri de formare fluide pe bază de cimenturi cu priză rapidă, în scopul eliminării silicatului de sodiu din compoziţia acestora [4].

În cele ce urmează se prezintă rezultatele privind utilizarea unor tipuri de cimenturi indigene ca materiale de bază pentru obţinerea unor amestecuri de formare fluide cu autoîntărire fără silicat de sodiu.

Amestecuri fluide pe bază de ciment-tripolifosfat de sodiu. Încercările efectuate cu cimenturile de tip RIM au dus la obţinerea unor amestecuri fluide cu o perioadă de întărire foarte mare. Pentru scurtarea şi reglarea acesteia s-a utilizat tripolifosfat de sodiu. În afară de efectul de accelerare a procesului de întărire, tripolifosfatul de sodiu contribuie la fluidificarea amestecului prin proprietăţile sale de ungere şi dispersie.

Experimentările efectuate au dus la stabilirea următoarei reţete optime : 90% nisip cuarţos spălat (Aghireş); 10% ciment RIM-250; 0,3% detergent alchilaril-sulfonat de sodiu; 8% apă şi 3% tripolifosfat de sodiu.

Pentru fluidificarea amestecului s-a utilizat alchilarilsulfonatul de sodiu cu un $pH \geqslant 7,5$ şi cu conţinut de substanţă activă de 40% (Dero 40 S).

Compoziţia granulometrică a nisipului de Aghireş utilizat este prezentată în tabela 1. Componenta levigabilă a fost de 1%.

Analiza chimică a cimentului RIM-250 este următoarea : 18,95% SiO_2; 6,99% Al_2O_3; 3,20% Fe_2O_3; 59,98% CaO; 0,34% MgO; 3,48% SO_3; 0,18% Mn_3O_4; 0,56% Na_2O; 0,79% K_2O; 3,66% pierderi la calcinare.

Tabela 1

Granulaţia, mm	1,4	1,0	0,6	0,3	0,2	0,1	0,06	Rest pe tavă
Nisip, %	1,1	1,0	0,5	73	11	11	1,5	0,9

Amestecul de formare a fost preparat într-un malaxor cu ax orizontal în care s-a introdus nisipul uscat şi cimentul care s-au amestecat timp de 2 min după care s-a adăugat faza lichidă compusă din detergent, apă şi tripolifosfat de sodiu.

După o amestecare de 1—2 min amestecul devine fluid şi poate fi turnat în cutii de miez şi forme. După o perioadă de timp de aproximativ 50—70 min amestecul este suficient de întărit pentru a se putea îndepărta cutiile de miez şi modelele din forme. După 12—20 h de la preparare, miezurile şi formele pot fi utilizate la turnare.

Proporţiile de ciment, tripolifosfat de sodiu, apă şi agent activ de suprafaţă au o influenţă deosebit de importantă asupra proprietăţilor tehnologice ale amestecurilor (în special asupra fluidităţii, stabilităţii spumei şi rezistenţei la compresiune). Întocmai ca şi în cazul altor tipuri de amestecuri de formare fluide, proporţiile de detergent influenţează fluiditatea amestecului. Din figura 1, *a* se poate vedea că fluiditatea şi stabilitatea spumei cresc proporţional cu cantitatea de detergent din amestec, iar rezistenţa la compresiune scade o dată cu mărirea adaosului de agent activ de suprafaţă (fig. 1, *b*). Din datele prezentate rezultă că un adaos de 0,3—0,4% detergent asigură o fluiditate şi stabilitate a spumei corespunzătoare.

În figura 1, *d* se poate observa că fluiditatea amestecurilor scade cu atît mai mult, cu cît cantitatea de ciment adăugat este mai mare. Stabilitatea spumei este, de asemenea, influenţată puternic de proporţiile de ciment, devenind foarte redusă la procentul de 12% ciment.

Rezistenţa la compresiune este cu atît mai ridicată, cu cît proporţia de ciment este mai mare (fig. 1, *c*). Se constată că prin utilizarea a 9—10,5% ciment se obţin amestecuri de formare cu caracteristici tehnologice bune.

Adaosul de tripolifosfat de sodiu are o mare importanţă pentru obţinerea amestecurilor de formare fluide de acest tip. Tripolifosfatul de sodiu ($P_3O_{10}Na_5$) este o substanţă cristalină albă, solubilă în apă, cu caracter puternic bazic.

Pentru probele efectuate, tripolifosfatul a fost dizolvat în apă, iar soluţia astfel obţinută a fost amestecată cu soluţia de detergent.

Tripolifosfatul de sodiu la conţinuturi de pînă la 3% are o influenţă favorabilă asupra fluidităţii amestecurilor. Peste 3%, el coboară fluiditatea (fig. 2,*a*). Stabilitatea spumei este influenţată în acelaşi sens (fig. 2, *a*) din care motive nu este indicat a se adăuga în amestecurile de formare procente de tripolifosfat de sodiu mai mari ca 3%. Valori maxime ale rezistenţelor la compresiune se obţin la adăugarea a 3—3,5% tripolifosfat de sodiu (fig. 2, *b*).

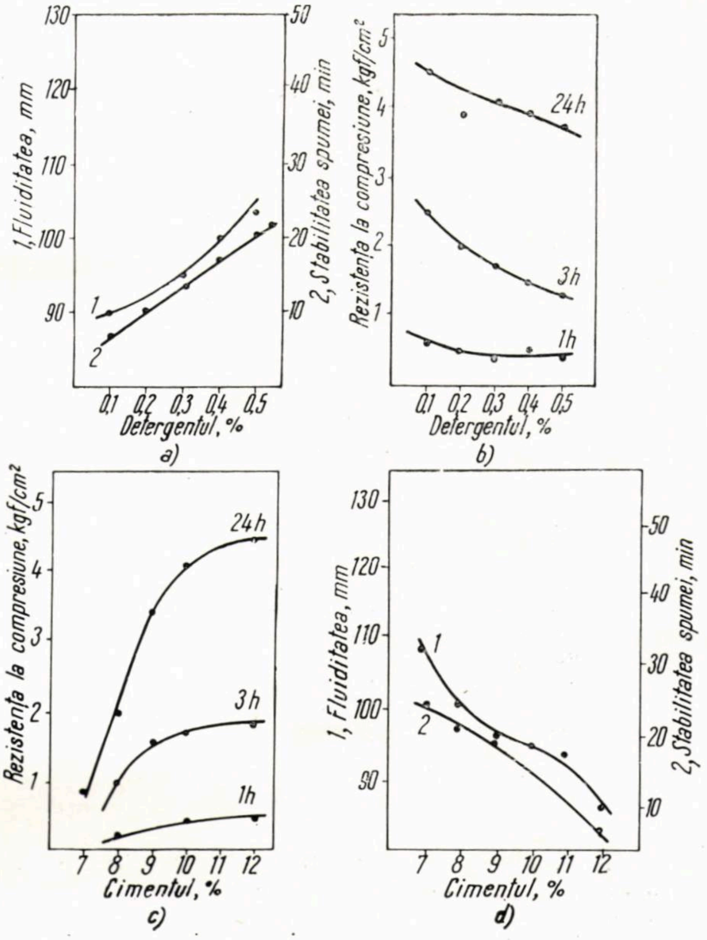


Fig. 1. Influenţa proporţiilor de detergent şi de ciment asupra fluidităţii (curba *1*), stabilităţii spumei (curba *2*) şi rezistenţei la compresiune a amestecurilor.

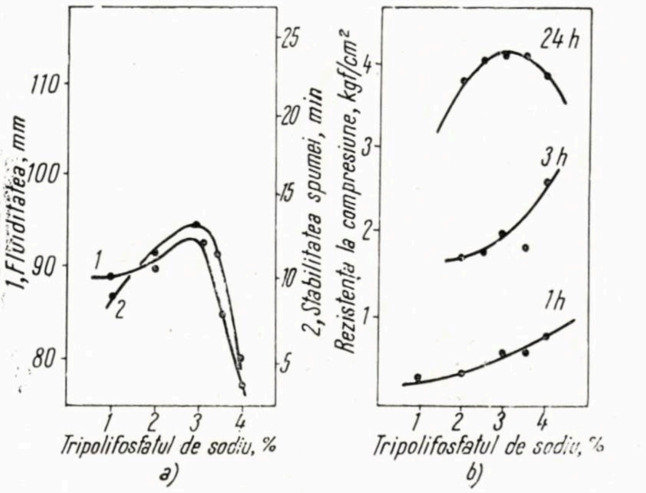


Fig. 2. Variaţia fluidităţii (curba *1*), a stabilităţii spumei (curba *2*) şi a rezistenţelor la compresiune ale amestecurilor în funcţie de proporţia de tripolifosfat de sodiu.

Adaosul optim de apă pentru amestecurile de acest tip este de 7—8,5%. Imediat după preparare, conținutul în apă al formelor și al miezurilor scade din cauza intrării în reacție a apei cu cimentul și a evaporării ei. La intervale de 12—24 h de la preparare formele și miezurile conțin 2,2—2,7% apă și pot fi utilizate la turnare.

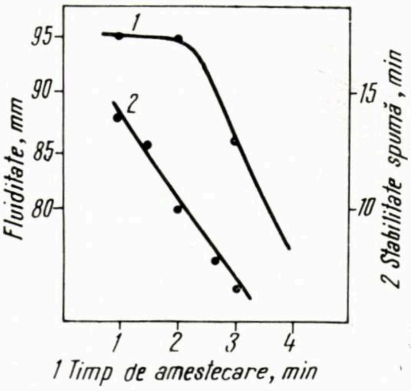


Fig. 3. Influența duratei de amestecare asupra fluidității și stabilității spumei amestecurilor.

Timpul de amestecare are o influență mare asupra fluidității și stabilității spumei amestecului (fig. 3). Amestecarea trebuie efectuată timp de maximum 2,5 min.

Amestecurile de formare fluide cu autoîntărire obținute prezintă următoarele caracteristici tehnologice: fluiditatea, 92—98 mm; stabilitatea spumei, 11—15 min; rezistența la compresiune după 1 h, 0,350—0,600 kgf/cm^2; rezistența la compresiune după 3 h, 1,5—2 kgf/cm^2; rezistența la compresiune după 24 h, 4—5 kgf/cm^2; rezistența la tracțiune după 24 h, 2,2—2,6 kgf/cm^2; permeabilitatea, 250 — 350 $cm^3/cm^2/min$.

Experimentările efectuate în laborator și la scară pilot au arătat că proprietățile tehnologice ale amestecurilor fluide, obținute pe bază de ciment, cu autoîntărire rapidă, sînt asemănătoare cu cele ale altor tipuri de amestecuri fluide, ceea ce crează posibilitatea aplicării în industrie a acestui procedeu.

Amestecuri fluide pe bază de ciment-leșie sulfitică. Perioada de întărire îndelungată a amestecurilor obținute pe bază de ciment RIM și apă a putut fi scurtată și prin utilizarea unor soluții alcalinizate de leșie sulfitică. S-au obținut în acest fel amestecuri cu caracteristici similare cu cele ale tipurilor obișnuite de amestecuri de formare fluide.

Experimentările efectuate au dus la stabilirea următoarei rețete optime pentru obținerea amestecurilor fluide pe bază de ciment RIM-250 — leșie sulfitică: nisip cuarțos spălat (Aghireș), 90%; ciment RIM-250, 10%; soluție leșie sulfitică $d = 1{,}21$, 7%; detergent sulfonic, 0,3%; hidroxid de sodiu, 0,3%; apă, 1%.

În vederea fluidificării amestecului s-au utilizat detergenți de tipul alchilarilsulfonaților de sodiu cu un $pH \geqslant 7{,}5$. Compoziția granulometrică a nisipului de Aghireș utilizat este prezentată în tabela 1. S-a folosit cimentul RIM-250, a cărui analiză chimică a fost prezentată anterior. Amestecul de formare fluid a fost preparat în aceleași condiții de amestecare ca și amestecul pe bază de ciment tripolifosfat de sodiu. Durata de autoîntărire pînă la obținerea rezistenței necesare pentru demulare a fost de 50—60 min.

După cîteva ore de la demulare miezurile și formele se vopsesc și se supun unui ciclu scurt de uscare (2 h la 200°C), după care pot fi utilizate la turnare. Faza lichidă se prepară prin dizolvarea hidroxidului de sodiu și a detergentului în apă și prin amestecarea soluției obținute cu soluția de leșie sulfitică. Proprietățile tehnologice (în special fluiditatea, stabilitatea spumei, rezistențele la compresiune și tracțiune) sînt în directă corelație cu compoziția amestecurilor.

Din figura 4, *a* rezultă că fluiditatea amestecurilor crește proporțional cu adaosul de detergent. Aceeași influență se observă și în ceea ce privește stabilitatea spumei. Rezistențele la compresiune scad o dată cu creșterea proporțiilor de detergent, după cum se poate observa în figura 4, *b*.

Urmărindu-se influența proporției de ciment (între 8 și 11%) asupra proprietăților amestecurilor, se constată că la creșterea proporției de ciment fluiditatea amestecurilor se micșorează, iar stabilitatea spumei se reduce datorită unor reacții mai accelerate între constituenții amestecurilor (fig. 4, *c*).

Rezistențele la compresiune la 1, 3 și 24 h de la prepararea amestecurilor cresc proporțional cu cantitățile de ciment introduse (fig. 4, *d*).

Se constată că adăugarea unor proporții de 9—10% ciment (față de greutatea fazei solide) asigură obținerea unor proprietăți tehnologice satisfăcătoare pentru condițiile de lucru din turnătorii.

Influența proporțiilor de leșie sulfitică cu densitatea 1,21 s-a studiat pe aceeași rețetă de bază la un adaos de 5 — 9% soluție de leșie sulfitică (moliftan).

Se constată că fluiditatea amestecurilor crește paralel cu ridicarea proporțiilor de leșie sulfitică, iar stabilitatea spumei este în general în scădere pînă la un adaos de 7%, după care urmează o creștere ușoară a acestora (fig. 5, *a*).

Rezistența la compresiune este influențată de proporțiile de soluție de moliftan adăugate, cele mai ridicate valori obținîndu-se la un adaos de 7% soluție moliftan (fig. 5, *b*). Alura curbelor rezistențelor la compresiune arată că între soluția de leșie sulfitică și cimentul adăugat trebuie să existe un raport precis (0,6—0,8) şi că la nemenţinerea acestuia în limitele stabilite, rezistenţele suferă coborîri accentuate.

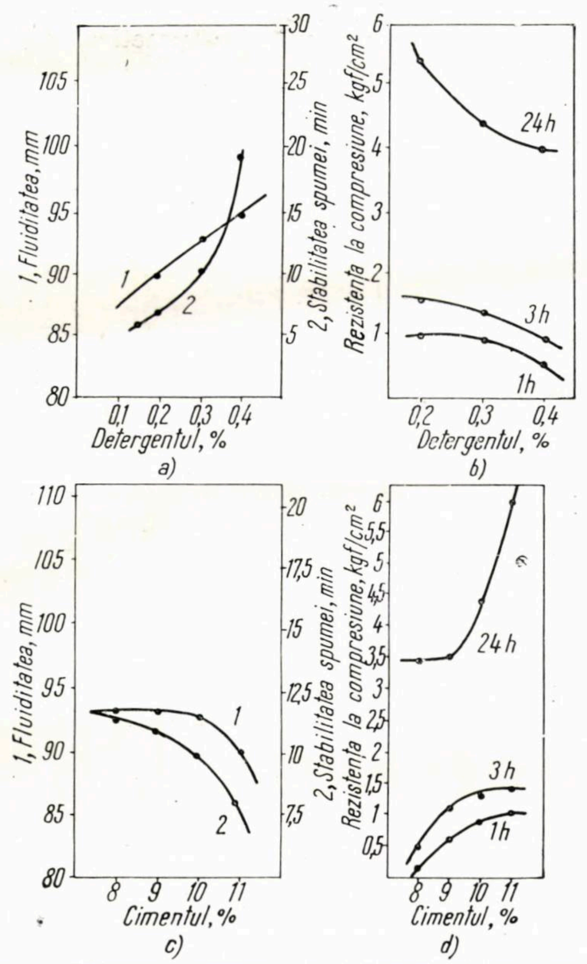


Fig. 4. Influenţa proporţiei de detergent şi de ciment asupra fluidităţii (curba *1*), stabilităţii spumei (curba *2*) şi a rezistenţei la compresiune a amestecurilor de formare.

Influenţa densităţii soluţiilor de leşie sulfitică asupra proprietăţilor tehnologice ale amestecurilor a fost studiată pe aceeaşi reţetă de bază prin utilizarea unor soluţii cu densităţi cuprinse între 1,21 şi 1,25 g/cm³.

Se constată că la creşterea densităţii soluţiei de moliftan fluiditatea amestecurilor scade, iar stabilitatea spumei se reduce proporţional (fig. 5, *c*). Rezistenţele la compresiune ale amestecurilor cresc paralel cu creşterea densităţii soluţiilor de silicat de sodiu (fig. 5, *d*). Soluţiile de moliftan cu densităţi între 1,19 şi 1,21 duc la obţinerea de amestecuri fluide, cu proprietăţi tehnologice corespunzătoare. Hidroxidul de sodiu adăugat în aceste amestecuri contribuie la realizarea întăririi întrucît prin reacţiile ce au loc între acesta şi sărurile de calciu existente în soluţia de leşie sulfitică se eliberează $Ca(OH)_2$ care are o mare influenţă asupra accelerării perioadei de întărire a cimenturilor.

Adăugarea unor proporţii de hidroxid de sodiu mai mari de 0,3 % nu este indicată întrucît fluiditatea amestecurilor scade, iar stabilitatea spumei tinde spre o creştere bruscă (fig. 6, *a*).

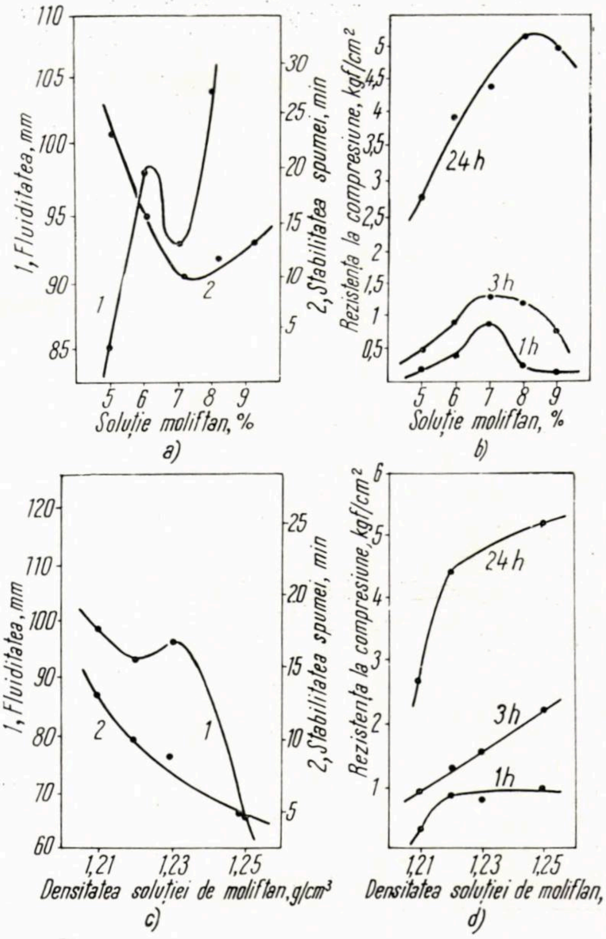


Fig. 5. Influenţa proporţiei de moliftan şi a densităţii acesteia asupra fluidităţii (curba *1*), stabilităţii spumei (curba *2*) şi a rezistenţei la compresiune a amestecurilor.

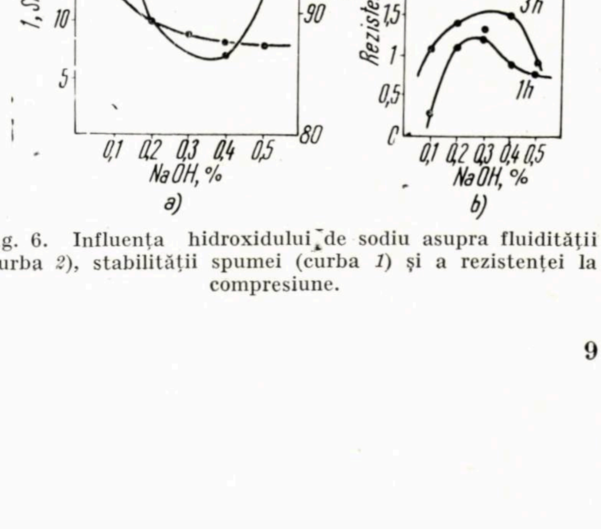


Fig. 6. Influenţa hidroxidului de sodiu asupra fluidităţii (curba *2*), stabilităţii spumei (curba *1*) şi a rezistenţei la compresiune.

La un adaos de 0,2–0,4% NaOH stabilitatea spumei la amestecurile fluide preparate prezintă un minim care arată că reacţiile dintre NaOH şi soluţia de moliftan sînt cele mai accentuate, iar cantitatea de $Ca(OH)_2$ eliberată este maximă în acest interval de concentraţii (fig. 6, *a*). Acelaşi lucru se poate constata şi în cazul rezistenţei la compresiune (fig. 6, *b*), care pentru adaosul de 0,2 – 0,4% NaOH prezintă valori maxime.

Adaosurile optime de apă în cazul amestecurilor fluide pe bază de ciment-soluţie de leşie sulfitică trebuie să fie de 0,7 – 1,3%. Permeabilitatea probelor efectuate a variat între 260 şi 300 $cm^3/cm^2/min$.

Amestecurile de formare obţinute pe bază de ciment-leşie sulfitică prezintă următoarele caracteristici tehnologice : fluiditate, 90–95 mm; stabilitatea spumei, 10–12 min; rezistenţa la compresiune după 1 h, 900 kgf/cm^2; rezistenţa la compresiune după 3 h, 1 300 kgf/cm^2; rezistenţa la compresiune după 24 h, 4 400 kgf/cm^2.

S-au efectuat experimentări şi cu ciment RIM-200 proaspăt care, utilizat alături de soluţiile de leşie sulfitică alcalinizate, a dus la obţinerea de amestecuri fluide, cu proprietăţi tehnologice ridicate.

Reţeta optimă pentru prepararea acestor amestecuri fluide este următoarea : nisip cuarţos (Aghireş), 90%; ciment RIM–200, 10%; detergent alchilaril-sulfonat de sodiu, 0,3%; soluţie leşie sulfitică $d = 1,17$, 8%; NaOH, 0,3%; apă, 0,7%.

Amestecurile de formare fluide pe bază de ciment RIM – soluţie de leşie sulfitică şi ciment RIM – tripolifosfat de sodiu prezintă proprietăţi corespunzătoare necesităţilor practice, utilizează materiale indigene cu preţ de cost scăzut şi pot fi aplicate la scară industrială, înlocuindu-se în acest fel silicatul de sodiu din compoziţia amestecurilor fluide, fapt care poate crea şi unele avantaje în ceea ce priveşte dezbaterea pieselor turnate în forme şi miezuri confecţionate din aceste amestecuri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Thompson R. N. Foundry Trade Journal nr. 2544, 1965, p. 327.

[2] Cosneanu C., Cohn E. şi Sofroni L. Metalurgia nr. 10, 1967, p. 515.

[3] Liass A. M. şi Borsuc P. A. Brevet d'inventation nr. 1441044, 1965.

[4] Sano S. şi Kinoshita K. Comunicarea nr. 24 la Congresul al 34-lea de turnătorie, Paris, octombrie 1967.

ÎN ATENŢIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacţie în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor şi adresa lor exactă, pentru corespondenţă şi retribuţie.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele şi prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituţiei la care funcţionează.

— Articolele nu vor depăşi :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă şi măsurile adecvate de protecţia muncii.

— Articolele originale vor fi însoţite de un rezumat de maximum 1 pag. în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă : ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obţinute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol şi va fi redactată bupă cum urmează :

— pentru cărţi : numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul întreg al cărţii, în limba originală, editura, localitatea, anul apariţiei ;

— pentru reviste sau alte publicaţii periodice : numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoţite de o legendă a figurilor.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

Metode de punere în evidenţă a grăuntelui austenitic

Ing. B. RUSU, Ing. M. RIZA şi fiz. B. BENDE

Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.15–194.56;539.215.2

MÉTHODE POUR METTRE EN ÉVIDENCE LE GRAIN AUSTÉNITIQUE

La méthode exposée permet la mise en évidence du grain austénitique par la corrosion intercristalline à chaud, analogue à l'attaque électrolytique à froid. L'attaque est réalisée dans un bain de silicates fondus, dans lequel on plonge les épreuves sous forme de plaquettes polies métallographiques. Après l'attaque, on retire les épreuves et on les refroidit dans l'eau. Le choc thermique fait éclater la pellicule de verre et libère la plaquette sur laquelle on peut alors observer le contour des grains austénitiques. La méthode suit fidèlement les modifications survenues dans la structure de l'acier.

ETCHING METHOD FOR AUSTENITIC GRAINS

The paper presents an etching method for austenitic grain based on hot intercrystalline corrosion, which leads to results similar to those obtained by cold electrolytical etching. Etching is obtained by immersion of polished specimens into a molten silicate bath. Specimens are then removed and water-cooled. Thermal shock breaks the glass-film setting the specimen free and disclosing austenitic grain boundries. The method follows faithfully transformations taking place in steel structure.

Toate problemele legate de tratamentul termic şi prelucrarea la cald a oţelurilor impun cunoaşterea mărimii grăuntelui austenitic. În general austenita este stabilă la temperaturi peste 800°C şi deci grăuntele său nu poate fi văzut direct decît cu ajutorul microscopului de temperatură ridicată. În rest se aplică metode capabile să contureze grăunţii austenitici la temperatura lor de stabilitate, contur care se menţine şi după răcirea oţelului deşi structura sa nu mai este austenitică.

Metoda cementării conturează austenita prin reţeaua de cementită care se formează la rosturile grăuntelui. Timpii de cementare lungi împiedică stabilirea dinamicii de creştere a grăuntelui pentru intervale de timp mai scurte decît cele necesare supracarburării probelor. Pe de altă parte, procesul de cementare duce la modificarea conţinutului de carbon a probei şi implicit a caracteristicilor sale metalografice. Grăuntele austenitic este deci determinat pe un oţel cu o compoziţie cu totul diferită de cea iniţială. În general dimensiunea de grăunte determinat cu această metodă este mai mare decît cea indicată pe alte căi.

Atacul la rece cu picrat de sodiu conturează de asemenea reţeaua austenitică fiind însă aplicabil numai la oţelurile care pot fi călite la martensită înainte de atac.

Prin coroziunea intercristalină la cald cu oxigen se obţine o reţea a grăunţilor austenitici pe suprafaţa şlefuită a probei metalografice Metoda este pretenţioasă la dozarea oxigenului necesar atacului şi la lustruirea probei după oxidare.

Lucrarea de faţă prezintă o metodă de punere în evidenţă a grăuntelui austenitic prin coroziune intercristalină la cald, similară procedeelor de atac electrolitic la rece. Avînd în vedere deficienţele metodelor amintite anterior se impune ca metoda nouă să permită încălzirea rapidă a probelor prin contact termic bun între probă şi mediul încălzitor; să permită trasarea rapidă, clară şi corectă a unei reţele de grăunţi austenitici; să fie simplă şi uşor de aplicat; reţeaua trasată să urmărească fidel modificările survenite în structura austenitică a oţelului.

Metoda foloseşte o baie de silicaţi topiţi într-un creuzet de grafit sau de metal. După ce baia a atins temperatura dorită, se cufundă în ea probele sub formă de şlifuri metalografice. Temperatura fiecărei probe este controlată cu ajutorul unui termocuplu lipit pe suprafaţa sa. După trecerea timpului de atac, probele se scot şi se răcesc în apă. Din cauza şocului termic, pelicula de sticlă se sparge, eliberînd suprafaţa şlefuită, pe care, prin examen metalografic fără atac suplimentar, se observă conturul grăunţilor austenitici.

Experienţele s-au efectuat utilizînd baie de sticlă industrială (sticlă de geam) a cărei corozivitate a fost modificată cu adaos de carbonat de sodiu, respectiv baie de silicat de sodiu care s-a impurificat cu oxid de fier. Atacul s-a făcut la temperaturi între 930 şi 1 200°C, durata atacului fiind de 2 min — 8 h. Toate atacurile s-au efectuat pe probe de oţel 17M13 (Co 15% ; Mn 1,3%; Si 0,5%; P 0,04%; S 0,04%), tăiate din aceeaşi bară.

Cînd topitura de sticlă este proaspătă, atacul este moderat, iar reţeaua austenitică se trasează cu un contur foarte fin (fig. 1, *a*). În schimb cînd baia se învecheşte, impurificîndu-se cu oxizi de fier, agresivitatea sa creşte, iar conturul grăuntelui se trasează mult mai îngroşat (fig. 1, *b*). La creşterea în continuare a cantităţii de oxid de fier în baie, aceasta devine atît de corosivă, încît pe şlif se formează un strat gros de oxid, iar aderenţa dintre probă şi sticlă devine atît de mare, încît suprafaţa şlefuită nu se mai poate degaja de pelicula de sticlă formată. Sticla industrială care conţinea iniţial oxizi de metale grele (fier) este de la început mai corosivă decît silicatul de sodiu pur. Dacă se răceşte proba împreună cu baia, după 5 min de atac, la interfaţa oţel-sticlă se observă apariţia unei coloraţii albastre caracteristice ionului de Fe^{+2}, iar la suprafaţa de separare aer-sticlă se evidenţiază ionul de Fe^{+3} prin apariţia unei coloraţii galbene. Din cele expuse, se poate presupune că mecanismul atacului este legat de transportul oxigenului din atmosferă la suprafaţa probei, prin intermediul topiturii. Este probabil cazul unui mecanism similar aceluia care permite trecerea oxigenului din atmosferă în baia cuptoarelor de topit oţel, prin intermediul zgurei. În sprijinul acestei ipoteze se aminteşte şi faptul că după un timp îndelungat de întrebuinţare baia de sticlă devine mult mai coroziva, iar culoarea sa se modifică de la galben la roşu, indicînd creşterea concentraţiei de oxid de fier.

Prin introducerea simultană a mai multor probe în baie şi scoaterea lor la intervale regulate, s-a stabilit că menţinerea probei în baie timp de 2 min reuşeşte să schiţeze conturul grăuntelui fără însă a-l defini; în schimb după o menţinere de 5 min, structura este precis conturată (fig. 2, *a*, *b* şi *c*).

Experienţele au avut ca scop stabilirea posibilităţii metodei de a urmări dinamica de creştere a grăuntelui austenitic; s-au introdus într-o baie cu temperatura de 1 200°C probe care conţineau o reţea rezultată dintr-un atac la 1 050°C. S-a observat că după 5 min de atac, unele linii din conturul grăunţilor încep să se estompeze, sugerînd reunirea mai multor grăunţi mici în limitele unui grăunte mare.

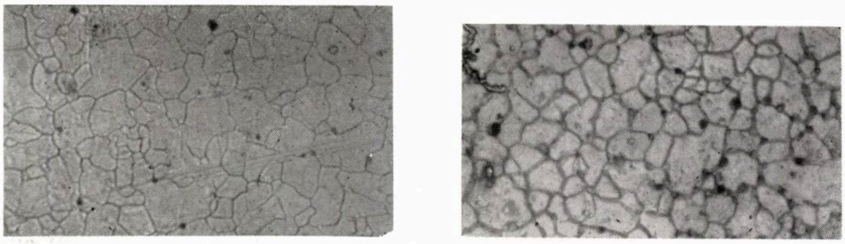

a *b*

Fig. 1.

a — Atac la $T = 1\,000°C$ in Na_2O-SiO_2; timp de menţinere $t = 10'$; 400 :1;
b — Atac la $T = 1\,000°C$ în $Na_2O-Fe_2O_3-SiO_2$; timp de menţinere $t = 10'$; 400 :1;

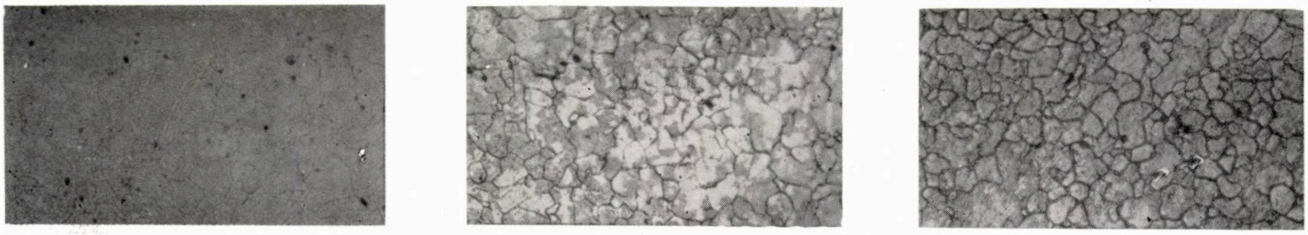

a *b* *c*

Fig. 2:

a — Atac la $T = 930°C$; timp de menţinere $t=3'$ *t*; 400 : 1;
b — Atac la $T = 930°C$; timp de menţinere $t = 5'$; 400 : 1;
c — Atac la $T = 930°C$; timp de menţine $t = 15'$; 400 : 1

După 15 min conturul grăunţilor vechi se şterge complet, iar pe suprafaţa şlifului rămîne numai conturul grăunţilor stabili la temperatura de 1 200°C (fig. 3, *a*, *b* şi *c*). Ştergerea completă a conturului vechi se explică prin dizolvarea continuă a stratului superficial al probei în topitură.

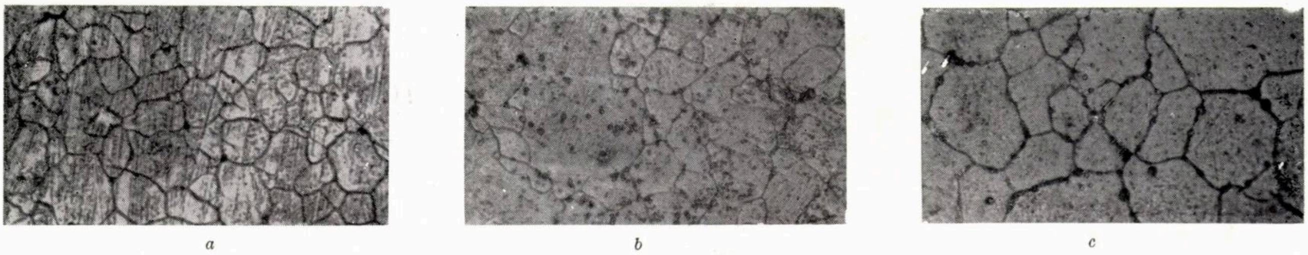


Fig. 3:
a — Atac la T = 1050°C; timp de menţinere t = 15′; 400 :1;
b — Reatacarea probei 3a la 1200°C; timp de menţinere t = 5′; 400 :1;
c — Reatacarea probei 3a la 1200°C; timp de menţinere t = 15′; 400 :1

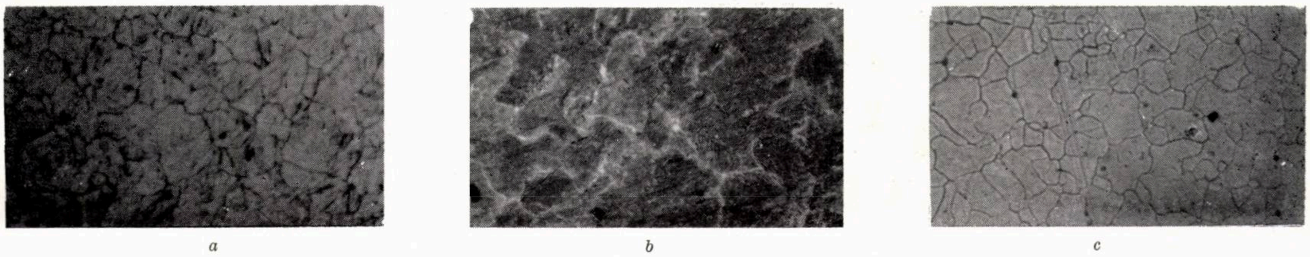


Fig. 4. Atac la cald :
a — oxigen; *b* — cementare; *c* — baie de silicaţi

Pentru compararea imaginilor grăuntelui austenitic, obţinute prin diferite metode, în figurile 4, *a*, *b* şi *c* sînt redate micrografiile realizate prin atac la cald cu oxigen, cementare şi atac la cald în baie de silicaţi.

CONCLUZII

— Coroziunea intercristalină produsă la suprafaţa unei probe metalografice introduse într-o baie de silicaţi topiţi pune în evidenţă structura austenitică a oţelului la temperatura băii.

— Atacul la cald în baia de silicaţi urmăreşte modificările survenite în structura cristalină a oţelului studiat, datorită posibilităţii de ştergere a conturului grăunţilor în măsura în care nu mai corespund structurii reale.

— Metoda permite urmărirea evoluţiei dimensiunii grăuntelui austenitic, după durate de încălzire ce variază între 5 min şi 8 h.

— Procedeul pune în evidenţă o structură austenitică mai uniformă decît metoda prin cementare, iar conturul grăunţilor austenitici este continuu, spre deosebire de atacul la cald cu oxigen, unde conturul grăunţilor aflaţi pe proeminenţele probei se şterg la lustruirea finală.

— Fluxul termic în baia de săruri este mult mai mare decît cel realizat în cuptorul microscopului de temperatură înaltă. De aceea atacul în topitura de silicaţi se pretează mai bine la determinarea dimensiunii grăuntelui austenitic la timpi de încălzire scurţi.

— Încălzirea simultană a mai multor probe în silicaţi topiţi în aceleaşi condiţii dă posibilitatea ca prin scoaterea lor succesivă să se urmărească foarte uşor dinamica de creştere a grăuntelui şi să se traseze diagrame dimensiune de grăunte — timp de încălzire.

— Metoda este simplă şi uşor de realizat. Datorită dizolvării continue a stratului superficial al probei, metoda nu necesită o pregătire pretenţioasă a suprafeţei şlefuite.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * STAS 5490—67.

[2] Drăgan N., Morţun Alex., Iacob M. şi Alexandrescu S. *Cercetări privind mecanismul influenţei elementelor de aliere asupra transformărilor structurale şi a proprietăţilor oţelurilor.* Lucrare ICEM, 1967.

[3] Solacu Ş. *Chimia fizică a silicaţilor tehnici.* Bucureşti, Editura tehnică, 1968, p. 357—359, 372—373.

REALIZĂRI TEHNICE

Metoda radiometrică pentru studiul originii şi distribuţiei incluziunilor nemetalice în lingotiere*

Ing. TH. DUMITRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 543.52 :621.746.393 :539.219.1

MÉTHODE RADIOMÉTRIQUE POUR L'ÉTUDE DE L'ORIGINE ET DE LA DISTRIBUTION DES INCLUSIONS NON MÉTALLIQUES DANS LES LINGOTIÈRES

On décrit la méthode radiométrique et autoradiographique pour la recherche de l'origine et de la distribution des inclusions non métalliques formées pendant la désulfuration, à l'aide du ^{35}S *sous forme de* $Na_2{}^{35}S$, *et de celles qui proviennent du laitier, en employant pour le marquage le* ^{141}Ce *sous forme métallique.*

On présente les résultats des expériences industrielles dans le cas des lingotières de 7 t (LN 70). Pour éviter le sectionnement des lingotières on recommande que la recherche de l'origine et de la distribution des inclusions non métalliques soit effectuée sur la surface agissante.

RADIOMETRIC METHOD FOR STUDIES REGARDING ORIGIN AND DISTRIBUTION OF NON-METALLIC INCLUSIONS IN INGOT MOULDS

The paper presents a radiometric and autoradiographic method for investigating origin and distribution of non-metallic inclusions arising during desulphuration by means of ^{35}S *as* $Na_2{}^{35}S$ *and of those resulting from slag in which metallic* ^{141}Ce *was used as a marker.*

Results of industrial investigations are presented for 7 t ingot moulds (LN 70). To prevent ingot mould sectioning, it is recommendable to perform investigations regarding origin and distribution of non-metallic inclusions on the working face.

În vederea creerii unor noi posibilităţi de cercetare a factorilor de care depinde calitatea lingotierelor de fontă s-a pus la punct o metodă radiometrică şi autoradiografică pentru determinarea originii şi distribuţiei incluziunilor nemetalice, produse în timpul desulfurării sau provenite din zgură. Aplicarea acestei metode implică marcarea incluziunilor nemetalice cu un izotop radioactiv corespunzător, ţinînd seamă de condiţiile de elaborare a fontei şi cele cerute de metoda de investigaţie.

Pentru marcarea incluziunilor nemetalice formate în timpul desulfurării s-a ales ^{35}S avînd în vedere reacţiile care au loc în timpul desulfurării şi caracteristicile radionuclizilor ce ar putea fi utilizaţi.

În timpul procesului de desulfurare cu sodă calcinată au loc o serie de reacţii chimice primare şi secundare care duc la formarea incluziunilor nemetalice următoare : Na_2S, Na_2SiO_3, FeS [1], [3]. Aşadar pentru marcarea acestor incluziuni nemetalice se poate folosi sodiul ca ^{24}Na şi sulful ca ^{35}S. ^{24}Na prezintă dezavantajul că are un timp de înjumătăţire mic şi anume 15 h şi deci nu poate fi utilizat la aplicaţiile industriale care durează circa 90 de zile.

În consecinţă, s-a ales pentru marcarea incluziunilor nemetalice formate în timpul desulfurării ^{35}S, care are următoarele caracteristici : timp de înjumătăţire, 87,1 zile ; energia radiaţiilor beta emise, 0,167 MeV.

Se poate obţine sub formă de sulfură de sodiu, care este solubilă în apă şi deci se poate amesteca cu soda calcinată folosită la desulfurare.

Energia radiaţiilor β emise de ^{35}S fiind mică (sub 0,5 MeV) acest radionuclid este foarte indicat pentru metoda autoradiografică, fiind că acţiunea fotografică a radiaţiilor ionizante este mai intensă atunci cînd la traversarea emulsiei fotografice are loc o pierdere mare de energie pe unitatea de parcurs. Această pierdere este cu atît mai mare, cu cît energia particulei este mai mică [4].

La alegerea izotopului radioactiv pentru marcarea zgurei s-au luat în considerare elementele chimice care în timpul elaborării fontei trec în zgură, posibilităţile de procurare şi condiţiile necesar experimentării.

Dintre elementele care se introduc în fontă pentru a o modifica, trec în zgură, în timpul elaborării fontei, Ca, Ba, La, Ce, Sm. În consecinţă s-a ales Ce pentru că se poate activa la reactor sub formă metalică, dînd naştere la ^{141}Ce, care are un timp de înjumătăţire convenabil (32,5 d) şi emite radiaţii beta minus cu energia de 0,442 şi 0,581 MeV şi radiaţii gama cu energia de 0,145 MeV.

---

* La efectuarea experimentărilor au colaborat fiz. Viorica Popescu, fiz. R.Dumitrescu, precum şi ing. Schönberger şi ing. Ignat, de la Uzina „Victoria"-Călan.

Activitatea radionuclizilor necesară marcării s-a calculat pentru cazul cel mai dezavantajos, adică pentru metoda autoradiografică şi energia cea mai mare a radiaţiilor beta. Calculul s-a efectuat după metoda stabilită anterior [5], care are în vedere numărul de particule beta necesare pentru a se produce o densitate de înnegrire deasupra voalului de 0,5 (0,5·109 grăunţi developaţi pe un cm^2).

Efectuînd acest calcul a rezultat pentru ^{141}Ce o activitate specifică de 800 mCi/t, în cazul în care s-a considerat : energia particulelor beta egală cu 0,581 MeV, densitatea zgurei 0,7 kg/dm^3, parcursul maxim al radiaţiilor beta în aluminiu 3,67 mm, iar timpul necesar experimentării, secţionării lingotierelor şi expunerea pentru autoradiografiere, 90 de zile.

În cazul ^{35}S care emite numai radiaţii beta cu o energie de 0,167 MeV şi cu un parcurs maxim în aluminiu de 0,135 mm, după efectuarea calculului activităţii specifice s-a pus condiţia ca să fie detectate şi incluziunile nemetalice situate la o adîncime de 10 mm faţă de suprafaţa cercetată. În aceste condiţii a rezultat o activitate specifică de 340 mCi/t. Pentru experimentări s-a folosit o activitate de 400 mCi/t.

Metodica de cercetare s-a fixat în raport cu izotopul radioactiv folosit şi procesul de formare a incluziunilor nemetalice.

Cercetarea repartizării incluziunilor nemetalice formate în timpul desulfurării s-a efectuat astfel :

— S-a marcat cu ^{35}S soda calcinată utilizată la desulfurarea fontei în oala de turnare de 12 t (75 kg).

— Marcarea s-a efectuat prin amestecarea sodei cu un litru de soluţie $Na_2{}^{35}S$, pînă la omogenizare, într-un vas de tablă. Omogenizarea amestecului s-a verificat cu un radiometru asupra unor probe luate din diferite locuri. Pentru marcare s-a folosit o activitate specifică de 400 mCi^{35}S/t de sodă calcinată.

— Soda marcată cu ^{35}S s-a utilizat la desulfurarea fontei în oala de turnare de 12 t, după tehnologia curentă. Din fonta desulfurată în acest mod s-a turnat o lingotieră de 7 t tip LN 70 (lingotieră cu bandaje pentru oţel necalmat). Lingotiera rezultată s-a secţionat longitudinal, obţinîndu-se două plăci cu grosimea de circa 20 mm. Pe aceste plăci s-a cercetat distribuţia incluziunilor nemetalice marcate pe cale radiometrică şi autoradiografică. Pentru determinările radiometrice s-a utilizat o instalaţie de măsurare cu contor de scintilaţie şi potenţiometru electronic, ca să se înregistreze activitatea. Măsurările s-au făcut pe mijlocul plăcii, din 15 în 15 cm, durata măsurării în fiecare punct fiind de un minut. În timpul măsurărilor contorul cu scintilaţie a fost ecranat cu tablă de plumb spre a micşora influenţa radiaţiilor primite de la suprafeţele învecinate.

Pentru autoradiografiere s-au curăţat plăcile şi s-au degresat cu acetonă, apoi s-au acoperit cu filme roentgen introduse în plicuri de hîrtie neagră. Peste plicurile cu filme s-au aşezat plăci de plexiglas, de 10 mm grosime, pentru evitarea difuziei. După autoradiografiere s-au interpretat autoradiogramele obţinute.

Pentru studiul repartizării incluziunilor nemetalice provenite din zgură s-a marcat zgura cu ^{141}Ce sub formă metalică şi apoi s-a introdus în oala de turnare în timpul umplerii cu fontă topită din cubilou.

Marcarea zgurei s-a efectuat în oala de turnare introducînd în zgura strînsă deasupra ^{141}Ce învelit într-o foiţă de staniol şi omogenizînd zgura marcată. După marcare zgura s-a evacuat într-un vas de fontă şi s-a lăsat să se răcească. Apoi s-a sfărîmat în bucăţi mici şi s-a verificat omogenizarea marcării cu un radiometru. S-au cîntărit 30 kg zgură marcată şi s-au introdus în oala de turnare, care conţinea circa 1/3 fontă lichidă. S-a umplut oala cu fontă, s-a desulfurat şi apoi s-a lăsat să se decanteze zgura circa 30 min. După aceasta s-a turnat o lingotieră LN 70. Pentru studiul repartizării incluziunilor nemetalice pe cale radiometrică şi autoradiografică s-a procedat la fel ca la metoda precedentă, cu singura deosebire că pentru autoradiografiere, s-a pus peste plăcile de plexiglas o tablă de plumb de 2 mm grosime, fiind că ^{141}Ce este un emiţător beta-gama.

Metodica de cercetare a distribuţiei incluziunilor nemetalice în fontă a fost experimentată în fază de laborator, semiindustrială şi industrială. În fază de laborator marcarea zgurei cu ^{141}Ce s-a efectuat prin topirea zgurei într-un creuzet refractar şi amestecarea ei cu radioceriu. Experimentările de laborator şi fază pilot au arătat că metodica de cercetare a fost

Tabela 1

Caracteristicile	Denumirea lingotierei		
	A	B	C
Analiza chimică, %			
C	3,980	3,740	3,670
Mn	0,910	0,760	0,790
Si	2,190	1,770	1,780
P	0,171	0,180	0,184
S	0,030	0,130	0,032
Caracteristicile turnării			
Temperatura fontei la trecerea prin jgheabul de turnare, °C	1 320	1 330	1 310
Temperatura de turnare a fontei în lingotieră, °C	1 230	1 220	1 190
Durata turnării, s	90	185	100

corespunzătoare și, în consecință, s-a aplicat și în industrie.

Din cauză că secționarea lingotierelor este anevoioasă și costisitoare, experimentările industriale s-au făcut numai pe trei lingotiere și anume una (A) pentru urmărirea distribuției incluziunilor nemetalice formate în timpul desulfurării și două (B și C) pentru distribuția celor provenite din zgură. În tabela 1 se arată analiza chimică a fontei și condițiile de turnare a celor trei lingotiere experimentate.

Lingotierele la care s-a urmărit distribuția incluziunilor nemetalice din zgură s-au turnat la temperaturi diferite pentru a se observa influența acesteia asupra distribuției.

În figurile 1, 2 și 3 sînt reprezentate rezultatele obținute pentru lingotierele A, B și C; în figurile 1, *a*; 2, *a* și 3, *a* sînt date diagramele rezultate din înregistrarea vitezei de numărare a plăcilor de fontă din 15 în 15 cm (*S* = placa din stînga; *D* = placa din dreapta); în figurile 1, *b*; 2, *b* și 3, *b* sînt reprezentate schematic radiogramele obținute prin autoradiografierea suprafețelor acestor plăci (nu s-a putut reda autoradiogramele reale din cauză că erau prea mari și nu s-au putut reproduce la o mărime utilă).

Examinînd distribuția incluziunilor nemetalice la lingotierele experimentate se observă că, conținutul de incluziuni nemetalice provenite din desulfurare scade treptat, pînă pe la mijlocul înălțimii lingotierei, și apoi crește, ajungînd ca la partea superioară să fie aproximativ egal cu cel de la partea inferioară; conținutul de incluziuni nemetalice din zgură scade aproape brusc de la valoarea maximă ce există la partea inferioară și superioară, către o valoare medie, față de care se constată variații mici pe toată lungimea lingotierei.

În lingotiera B, turnată la temperatură mai ridicată, se constată că incluziunile nemetalice

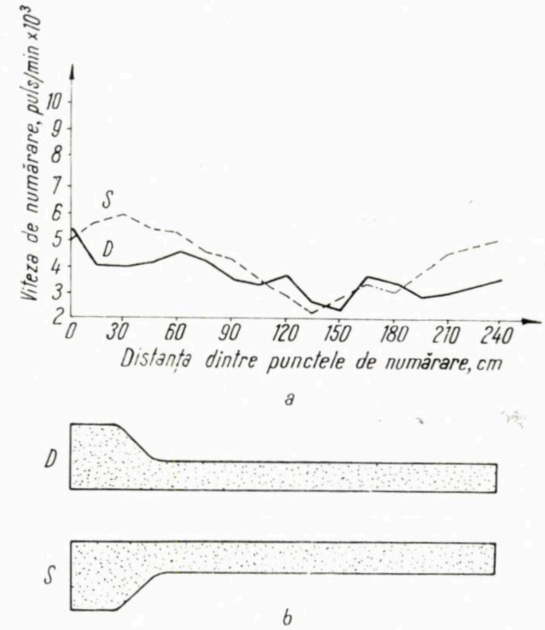


Fig. 1. Distribuția incluziunilor nemetalice formate în timpul desulfurării — lingotiera A — (secțiunea din stînga *S* și din dreapta *D)* :

a — variația vitezei de numărare; *b* — distribuția schematică a incluziunilor nemetalice.

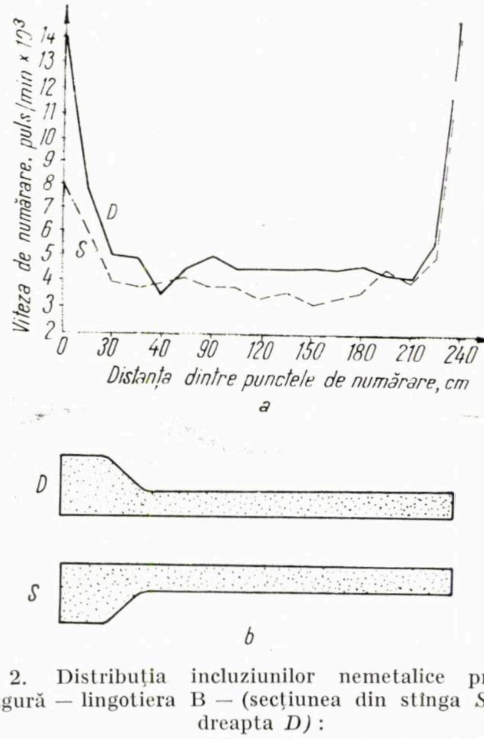


Fig. 2. Distribuția incluziunilor nemetalice provenite din zgură — lingotiera B — (secțiunea din stînga *S* și din dreapta *D)* :

a — variația vitezei de numărare; *b* — distribuția schematică a incluziunilor nemetalice.

se grupează în cantitate mai mare la partea inferioară și superioară a lingotierei.

Este probabil că această distribuție a incluziunilor se datorează turnării în sifon a lingotierelor. Într-adevăr, la începutul turnării fonta este fluidă și incluziunile nemetalice se decantează la suprafață. La sfîrșitul turnării fonta din lingotieră nu mai este fluidă și incluziunile nu mai decantează. Deci în partea inferioară a lingotierelor rămîne o cantitate mai mare de incluziuni nemetalice provenite din fonta de la partea superioară a oalei de turnare, în care s-au decantat aceste incluziuni pînă în momentul turnării.

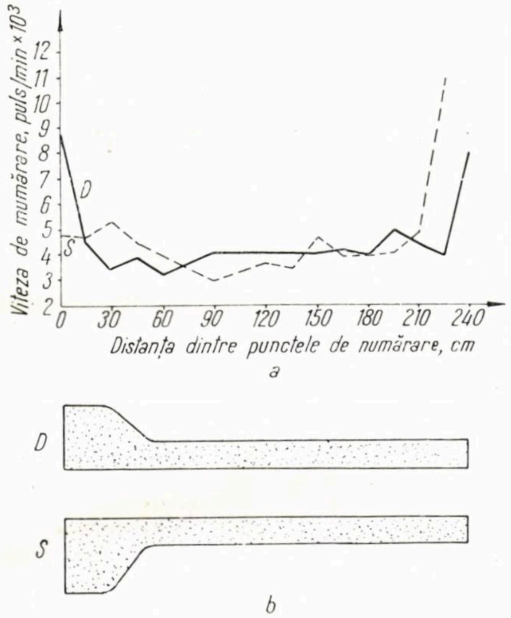


Fig. 3. Distribuția incluziunilor nemetalice provenite din zgură—lingotiera C—(secțiunea din stînga *S* și din dreapta *D*) : *a* — variația vitezei de numărare ; *b* — distribuția schematică a incluziunilor nemetalice.

Pentru a înlătura secționarea lingotierelor, care este costisitoare, se preconizează cercetarea originii și distribuției incluziunilor nemetalice numai pe suprafața lingotierei, în special pe suprafața lucrătoare, de impurificarea căreia depinde calitatea lingotierei. În acest caz se recomandă a se utiliza pentru determinările radiometrice un contor cu scintilație cu gabarit mic, format dintr-un fotomultiplicator FEV 35 ($H = 110$, $\varnothing = 30$ mm) și un scintilator ($\varnothing = 30$ mm, $H = 20$ mm). Folosirea unui astfel de contor permite efectuarea măsurărilor radiometrice în lingotiere, care au dimensiunea interioară cea mai mică, de circa 15 mm. La autoradiografierea feței interioare a lingotierei este necesar ca toate filmele să fie acoperite cu tablă de plumb, pentru ecranarea filmelor față de radiațiile provenite de la fețele învecinate.

Din aceste experimentări a rezultat că spre deosebire de metodele uzuale, prin metoda radiometrică și autoradiografică se poate cerceta originea și distribuția incluziunilor nemetalice în lingotiere, și anume : incluziunile nemetalice formate în timpul desulfurării fontei prin marcarea sodei cu ^{35}S sub formă de Na_2S, iar incluziunile nemetalice provenite din zgură prin marcarea zgurei cu ^{141}Ce sub formă metalică. Acest procedeu permite cercetarea originii și distribuției incluziunilor nemetalice în lingotiere în funcție de diferiți parametri tehnologici. Metoda se aplică și nedistructiv în cazul cînd cercetarea se efectuează la suprafața lingotierelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrescu Th., Păsărică V., Dumitrescu R. și Popescu V. *Studiul radiometric al repartizării incluziunilor nemetalice exogene în lingotiere.* Referat intern — 1966.

[2] Dumitrescu Th. *Unele rezultate ale cercetării în domeniul aplicațiilor tehnicii nucleare în siderurgie.* Cercetări metalurgice 10. București, Editura tehnică, 1968.

]3] Dumitrescu Th. *Noi aplicații ale izotopilor radioactivi în siderurgie.* București, M.I.M., O.D.P.T., 1968.

[4] Leymonic C. *Izotopii radioactivi în metalurgia fizică.* Paris, Ed. Dunod, 1960.

[5] Dumitrescu Th., Caba M., Popescu V. *Folosirea izotopilor radioactivi la studiul cristalizării lingourilor din aliaje de aluminiu turnate semicontinuu.* Metalurgia nr. 7, 1966, p. 389—393.

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Utilizarea cocsului brichete ICEM la fabricarea produselor cărbunoase

Ing. I. BARBU, chim. GABRIELA REINHORN, chim. PAULA GOGA, Ing. EMILIA CORCIOVEI, dr. Ing. I. ȘTEFĂNESCU

CZ 662.749.2 :621.3.035.222.2

L'UTILISATION DU COKE MOULÉ ICEM À LA FABRICATION DES PRODUITS À BASE DE CHARBON

On expose les résultats de la fabrication des électrodes sidérurgiques et des produits amorphes de charbon sur la base du coke moulé ICEM à cendre et à soufre réduits.

On a étudié, d'une part, la qualité et le comportement des électrodes sidérurgiques en coke moulé (produit dans les fours verticaux industriels ou dans un four-pilote rotatif) et, d'autre part, les possibilités d'utiliser cette nouvelle matière première à la place des matières premières classiques, pour l'obtention des blocs cathodiques et de haut fourneau.

Les résultats prouvent que les produits réalisés avec le coke moulé ICEM présentent les mêmes caractéristiques que les produits fabriqués avec les matières premières ordinaires et ont un comportement supérieur pendant leur utilisation dû à la qualité de la matière première (homogénéité, résistance plus élevée de la structure, etc.).

UTILIZATION OF ICEM FORMED COKE FOR CARBON PRODUCT MANUFACTURING

The paper presents results obtained in siderurgical electrode and amorphous carbon product manufacturing, starting from ICEM (Metallurgical Research Institute) formed coke with small ash and sulphur content.

Quality and behaviour of electrodes manufactured from formed coke obtained in an industrial vertical kiln and in a pilot rotary kiln were studied, as well as utilization possibilities of these raw materials — instead of standard ones — in cathodic and blast furnace block manufacturing.

Results obtained during tests emphasized that carbon products manufactured out of ICEM formed coke show the same range of characteristics as the ones manufactured out of usual raw materials, having — in addition — a better operating behaviour, due to their improved qualities (homogeneity, higher structural resistance, etc.).

Producerea și folosirea în ultimii trei ani a cocsului brichete (fabricat pe baza cercetărilor efectuate la Institutul de cercetări metalurgice), cu cenușă și sulf redus, la fabricarea diferitelor produse cărbunoase atît în loturi experimentale, cît și la scară industrială, au dovedit posibilitatea folosirii acestei materii prime. În același timp s-au observat și unele îmbunătățiri ale calității produselor finite fabricate din acest cocs ca și valori mai favorabile la indicii tehnico-economici de utilizare a acestora.

În lucrarea prezentă se expun rezultatele obținute la fabricarea electrozilor siderurgici și a produselor cărbunoase amorfe (blocuri catodice și de furnal).

Electrozi siderurgici

Folosirea cocsului brichete ICEM la fabricarea electrozilor siderurgici a fost urmărită în două etape. În prima etapă s-a urmărit calitatea și comportarea unui lot de electrozi fabricat din cocs brichete ICEM produs în cuptoare verticale, comparativ cu un lot de referință fabricat din cocs de petrol degazat (calcinat), de asemenea în cuptoare verticale. În a doua etapă s-a urmărit posibilitatea de folosire a unui lot de cocs brichete ICEM și a unui lot de cocs de petrol, calcinate amîndouă într-un cuptor rotativ pilot, la fabricarea electrozilor siderurgici, comparîndu-se calitatea acestora cu cea a electrozilor din producția curentă.

Folosirea cocsului brichete ICEM produs în cuptoare verticale. Pentru urmărirea influenței caracteristicilor noii materii prime — cocsul brichete ICEM — asupra calității electrozilor, s-a fabricat la „Carbochim"-Cluj un lot industrial de electrozi din acest material produs la Uzina „Victoria"—Călan, s-au studiat caracteristicile produselor obținute și efectul calității îmbunătățite a acestor electrozi, la utilizarea în cuptoarele electrice ale oțelăriei de la Uzina „Industria sîrmei"–Cîmpia Turzii [1].

În tabela 1 sînt prezentate caracteristicile cocsului brichete utilizat comparativ cu cele ale cocsului de petrol, folosit la fabricarea lotului de referință.

Fabricarea electrozilor din cocs brichete ICEM s-a efectuat în toate fazele tehnologice în aceleași condiții cu producția curentă. După măcinare s-au obținut fracțiuni granulometrice cu caracteristici similare cu cele ale fracțiunilor de cocs petrol, iar amestecul realizat din aceste fracțiuni prin dozare după rețetele curente a prezentat o tendință de creștere a greutății volumetrice, respectiv 1251,3 g/l față de 1200,72 ± 51,17 g/l la lotul de referință.

Tabela 1

Caracteristici	Cocs brichete ICEM	Cocs de petrol
Cenușă, %	0,62	0,62 ± 0,17
Materii volatile, %	0,58	0,79 ± 0,10
Densitate reală, kg/m³	2 050	1 964,5 ± 13,4
Rezistivitate electrică, $10^{-6}\Omega \cdot m$	271,04	318,06 ± 36,39

Presarea s-a efectuat, de asemenea, în aceleași condiții de temperatură și presiune, obținîndu-se la electrozii din cocs brichete ICEM o densitate aparentă mai ridicată decît la cei fabricați din cocs de petrol (1 544 kg/m³ față de 1 506 kg/m³).

După coacere, caracteristicile electrozilor au prezentat următoarele valori :

	V^{anh}, %	ρr, kg/m³	ρa, kg/m³	P, %
– Electrozi fabricați din cocs brichete ICEM	2,46	1 914	1 434	25
– Electrozi fabricați din cocs de petrol	1,19	1 917	1 407	26

Se observă din aceste date cît și din studiile roentgenografice că electrozii ambelor loturi pleacă la faza tehnologică următoare — grafitarea — practic de la același stadiu.

Caracteristicile fizico-mecanice și fizico-chimice ale electrozilor, după grafitare, sînt redate în tabela 2.

Se observă că din punct de vedere al caracteristicilor fizico-mecanice (densitate aparentă, porozitate și rezistență la compresiune), electrozii fabricați din cocs brichete ICEM sînt superiori celor fabricați din cocs de petrol, valorile caracteristicilor fizico-chimice situîndu-i pe o treaptă echivalentă, cu mențiunea că rezistivitatea electrică a electrozilor din cocs brichete ICEM este cu 6,4 % mai mică.

Tabela 2

Caracteristici	Electrozi fabricați din cocs brichete ICEM	Electrozi fabricați din cocs de petrol
Densitate aparentă, kg/m³	1 411	1 336
Porozitate, %	36	40
Rezistență la compresiune, kgf/cm²	207	139,49 ± 16,53
Densitate reală, kg/m³	2 204	2 219,4 ± 0,0
Rezistivitate electrică, $10^{-6}\Omega \cdot m$	14,5	15,41 ± 3,81
Temperatură de oxidare, °C	447	470
Reactivitate, vol. CO în 100 vol. CO_2	9	12

Pentru aprecierea modului cum a decurs grafitarea produselor, respectiv a ordonării și creșterii rețelelor hexagonale de carbon, se prezintă, în figurile 1 și 2, diagramele de difracție ale razelor X, pentru electrozii grafitați obținuți din cele două materii prime — cocs brichete ICEM și cocs de petrol — și, spre comparare, în figura 3, diagrama obținută la analiza roentgenografică a unui electrod de import.

Analiza acestor diagrame și aprecierea mărimii cristalitelor în direcție perpendiculară pe planul de bază (002) prin calcularea valorii L_c dau indicații asupra existenței unei ordonări mai avansate a rețelelor, în cazul electrozilor grafitați fabricați din cocs brichete L_c pentru

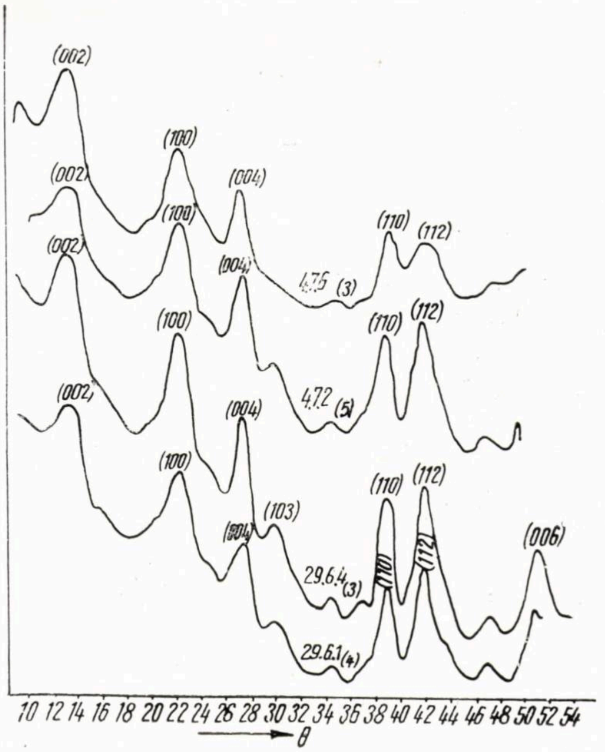


Fig. 1. Diagramele de difracție ale razelor X, pentru electrozii grafitați obținuți din cocs brichete.

linia (002) = 27,96 Å față de 26,51 Å, iar pentru linia (004) = 58,80 Å față de 56,66 Å [2].

Efectul îmbunătățirii calității electrozilor produși din această materie primă nouă s-a urmărit și la utilizarea acestora în cuptoarele electrice

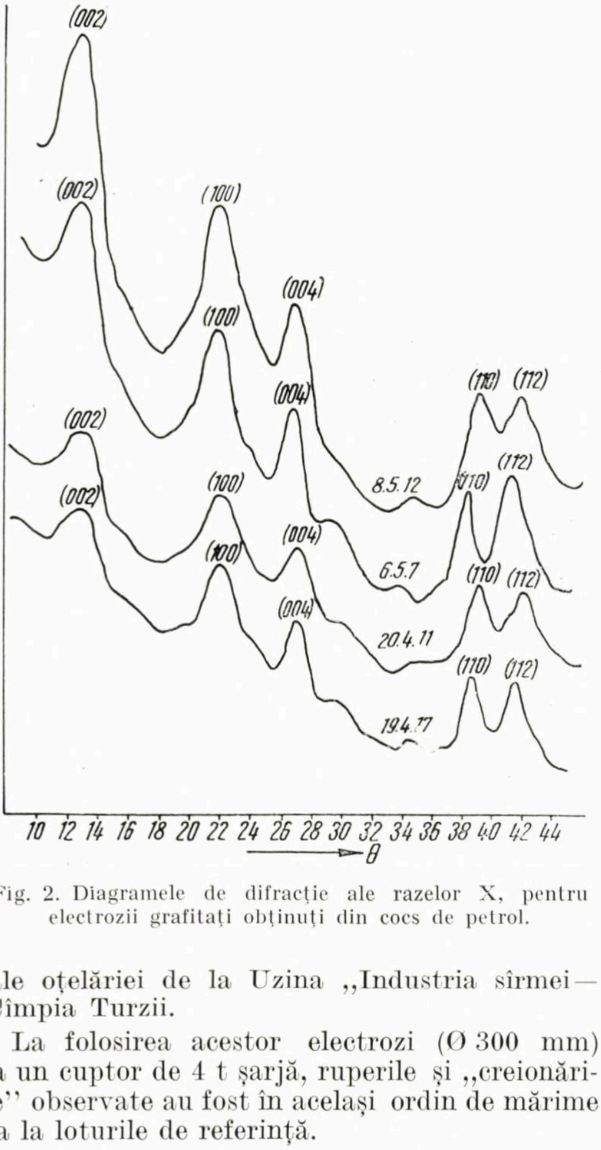


Fig. 2. Diagramele de difracție ale razelor X, pentru electrozii grafitați obținuți din cocs de petrol.

ale oțelăriei de la Uzina ,,Industria sîrmei — Cîmpia Turzii.

La folosirea acestor electrozi (Ø 300 mm) la un cuptor de 4 t șarjă, ruperile și ,,creionările'' observate au fost în același ordin de mărime ca la loturile de referință.

La aceste încercări s-a înregistrat un consum specific de 5,6 kg/t, respectiv un consum specific în același ordin de mărime cu cel realizat la folosirea electrozilor din U.R.S.S. (5,0 — 6,8 kg/t) și mai scăzut decît cel obținut cu electrozi fabricați în țară din cocs de petrol (6,0 kg/t).

Folosirea cocsului brichete ICEM produs în cuptoare rotative. Într-un cuptor rotativ pilot de 12 m lungime de la ICEM s-a degazat în paralel un lot de cocs de petrol brut și un lot de brichete ICEM crude, din care s-au fabricat loturi distincte de electrozi siderurgici (Ø 300 mm) ale căror caracteristici au fost studiate comparativ cu producția curentă.

Cele două materii prime degazate în cuptorul rotativ pilot au prezentat pentru principalele caracteristici valori identice și o densitate reală îmbunătățită față de cocsul de petrol calcinat în cuptoare verticale, dar identică cu cea a cocsului brichete fabricat tot în cuptoare verticale (2 023 — 2 056 kg/m³ față de 1 964 kg/m³).

Electrozii fabricați din aceste materii prime nu au ridicat nici un fel de probleme noi pe fluxul de fabricație, la fabricarea lor utilizîndu-se aceiași parametri tehnologici ca și la producția curentă. S-a observat la pregătirea acestor materii prime, pe baza curbelor granulometrice ale fracțiunilor, că ambele materiale calcinate în cuptorul rotativ au prezentat supragranulații la fracțiunile mari, mai mari decît aceleași fracțiuni din cocsul de petrol folosit curent, și că amestecul cărbunos realizat prin dozarea fracțiunilor a prezentat greutăți volumetrice de 1 269 — 1 273 g/l față de 1 200 g/l în cazul amestecului realizat pe aceeași rețetă, folosind cocs de petrol calcinat în cuptoare verticale.

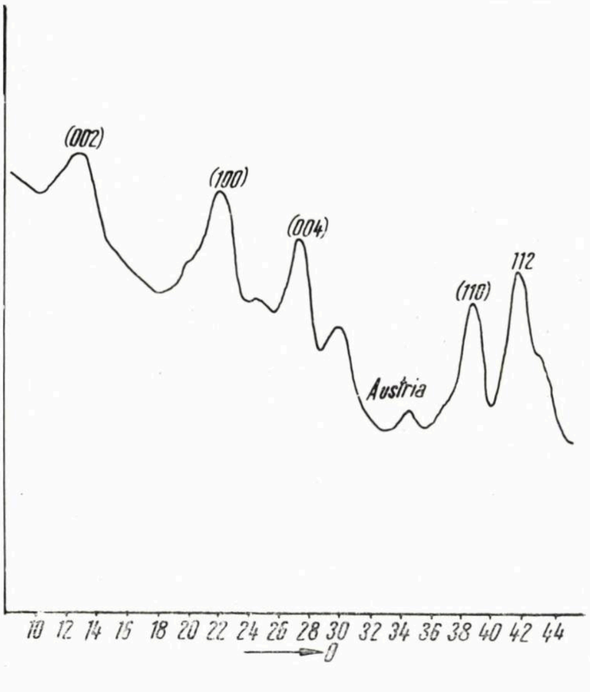


Fig. 3. Diagrama de difracție a razelor X, pentru un electrod din import.

Caracteristicile electrozilor după coacere au fost :

	V^{anh}, %	ρa, kg/m³	ρr, kg/m³	P, %
Electrozi fabricați din cocs brichete ICEM	1,12	1 443	2 006	28
Electrozi fabricați din cocs de petrol	1,63	1 453	1 948	26
Producția curentă	0,90	1 469	1 915	23

Se observă din aceste date că electrozii fabricați din aceste materii prime prezintă, după coacere, porozități mai mari decît electrozii produși curent, probabil datorită faptului că în această fază a fost posibil un început de ordonare a rețelelor de carbon, dată fiind calitatea inițială mai bună a materialelor.

Caracteristicile acestor electrozi după grafitare sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Caracteristici	Valori	Electrozi fabricați din cocs brichete ICEM	Electrozi fabricați din cocs de petrol	Producție curentă
Densitate aparentă, kg/m^3	medie	1 461	1 435	1 426
	limite	1 442 — 1 491	1 371— 1 493	—
Porozitate, %	medie	34	35	36
	limite	33 — 36	33 — 39	—
Rezistență la compresiune, kgf/cm^2	medie	169	150	148
	limite	151—182	128 — 178	—
Densitate reală, kg/m^3	medie	2 223	2 224	2 220
	limite	2 206—2 243	2 214 — 2 238	—
Rezistivitate electrică, $10^{-6}\Omega \cdot m$	medie	11,3	10,6	12,4
	limite	8,8 — 16,4	8,4 — 17,5	—
Reactivitate, vol. CO în 100 vol.CO_2	medie	16	22	13
	limite	14 — 17	20 — 25	—

Calitatea electrozilor grafitați, fabricați din aceste materii prime calcinate în cuptorul rotativ pilot de la ICEM, este practic identică cu cea a produselor fabricate din cocs de petrol calcinat în cuptoare verticale din producția curentă, evidențiindu-se în acest caz rezistența la compresiune mai ridicată și domeniul mai restrîns al valorilor acestei caracteristici, la electrozii fabricați din cocs brichete ICEM.

Produse cărbunoase amorfe (blocuri catodice și de furnal)

Cercetările efectuate pentru obținerea produselor cărbunoase amorfe din cocs brichete ICEM, în paralel cu materiile prime clasice folosite în industrie (antracit, cocs de turnătorie, cocs de petrol calcinat etc.) au arătat, și în acest caz, atît posibilitatea folosirii cocsului brichete ICEM în acest scop, cît și o anumită superioritate a caracteristicilor produselor finite.

Pornind de la două rețete de blocuri de furnal cunoscute din practica industrială, rețeta (1) și rețeta (3), în paralel cu rețeta (2) în care s-a folosit doar cocs brichete ICEM, pe fracțiuni granulometrice utilizate în mod curent la fabricarea electrozilor siderurgici și a anozilor la noi în țară, folosind diferite regimuri termice în fază de coacere, s-au obținut rezultatele prezentate în tabela 4.

Din datele de caracterizare prezentate în tabela 4 se desprind următoarele observații :

— Din punct de vedere al analizei chimice, valorile realizate la lotul experimental produs la 1 150°C, practic identice cu cele ale lotului produs la 700°C, corespund indicațiilor din literatură, cu excepția valorii pentru cenușă a produsului din rețeta (1) care, din materiile prime și în condițiile de lucru din țara noastră, nu asigură prescripțiile (A = max. 8 %).

— Valorile conținutului de materii volatile ale produselor realizate la 1 150°C se situează sub cele ale produselor coapte la 700°C, ca efect al diferenței de temperatură finală de coacere.

Tabela 4

Caracteristici	Rețeta (1)		Rețeta (2)		Rețeta (3)	Produse de import	Prescripții din literatură
	Coacere la 700°C	Coacere la 1 150°C	Coacere la 700°C	Coacere la 1 150°C	Coacere la 1 150°C		
Cenușă, %	9,30	8,82	0,79	0,98	3,69	5,20	max. 8 [4]
Materii volatile Péchiney, %	(—)	0,37	1,02	0,21	0,24	1,16	—
Sulf, %	0,89	0,89	0,68	0,71	0,70	1,16	—
Densitate aparentă, kg/m^3	1 496	1 494	1 490	1 494	1 479	1 473	1 500 —1 550 [3]
Densitate reală, kg/m^3	1 854	1 992	1 911	2 099	2 074	1 948	1 800 —1 900 [3] 1 880 —1 950 [4]
Porozitate, %	19	25	22	29	29	24	16—22 [3] max. 24 [4]
Rezistență la compresiune, kgf/cm^2	279	277	296	343	242	242	300—500 [3] min. 250 [4]

Obs.: Rețetele (1) și (3) — industriale. Rețeta (2) — cu cocs brichete ICEM,

Tabela 5

Caracteristici	Rețeta (1)		Rețeta (2)		Rețeta (3)	Produse de import	Prescripții din literatură
	Coacere la 700°C	Coacere la 1 150°C	Coacere la 700°C	Coacere la 1 150°C	Coacere la 1 150°C		
Cenușă, %	8,48	7,44	1,24	1,33	0,63	4,79	1—5 [5] max. 6,5 [6]
Materii volatile Péchiney, %	1,28	0,38	1,07	0,40	0,17	0,73	—
Densitate aparentă, kg/m^3	1 500	1 502	1 490	1 512	1 475	1 633	1 450—1 600 [5] min. 1 450 [6]
Densitate reală, kg/m^3	1 866	1 980	1 938	2 088	2 114	1 958	1 800 — 2 050 [5] min. 1 700 [6]
Porozitate, %	20	24	23	27	30	16	20—22 [5] max. 18 [6]
Rezistență la compresiune, kgf/cm^2	261	265	375	350	259	301	250 — 500 [5] min. 300 [6]
Rezistivitate electrică, $10^{-6}\Omega\cdot$m	120	56	102	33	34	37	40—65 [5] max. 65 [6]

Obs.: Rețetele (1) și (3) — industriale; rețeta (2) — cu cocs brichete ICEM.

— Spre deosebire de valorile densității aparente, care nu suferă modificări și care se situează în același ordin de mărime, densitatea reală și porozitatea prezintă valori mai mari la produsele coapte în condiții de temperatură mai ridicată, cuprinse în domeniul 1 992 — 2 099 kg/m^3, față de 1 854 — 1 911 kg/m^3 la cele coapte la temperatură mai joasă și respectiv 25—29% față de 19—22%.

— Rezistența la compresiune prezintă valori sub limitele prescripțiilor din literatură [3] atît pentru rețeta (1), rețeta (3), cît și pentru produsele de import (279 și 242 kgf/cm^2) în timp ce numai produsele obținute pe rețeta (2) — cu cocs brichete ICEM — au valori apropiate, ce depășesc limita inferioară a indicațiilor (296 și 343 kgf/cm^2 față de 300 kgf/cm^2 prescris). Superioritatea valorii rezistenței la compresiune, obținută la produsul cu cocs brichete ICEM, se datorează rezistenței structurale mai ridicate a cocsului brichete în sine.

La fabricarea blocurilor catodice s-a lucrat în mod asemănător, pe două rețete industriale — rețeta (1) și rețeta (3) — care au fost comparate cu rețeta (2) alcătuită, folosind ca materie primă cocsul brichete ICEM, în aceleași condiții de variație a regimului termic ca și la blocurile pentru furnal.

Din datele de caracterizare a produselor finite prezentate în tabela 5 rezultă următoarele concluzii :

— Valorile ridicate ale densității reale obținute la produsele coapte la temperatura de 1 150°C față de cele coapte la 700°C au dus la scăderea valorilor de rezistivitate electrică, de la 102—120 · 10^{-6} $\Omega\cdot$m, la 33—56·$10^{-6}\Omega\cdot$m, dar au dus și la creșterea porozității peste limitele admise, ceea ce confirmă efectul regimului diferit de coacere asupra unora din caracteristicile produselor finite.

— Analizînd caracteristicile realizate, comparativ cu prescripțiile din literatura de specialitate, reiese că produsele obținute pe rețetele industriale (1) și (3), în condițiile tehnologice existente, prezintă valori la limita inferioară a prescripțiilor pentru rezistența la compresiune, iar porozitatea depășește limita superioară. Ca și în cazul blocurilor de furnal, se remarcă superioritatea valorilor rezistenței la compresiune obținute pe rețeta cu cocs brichete ICEM, care depășește limita inferioară a prescripțiilor [5], [6].

Din analiza de ansamblu a caracteristicilor blocurilor de furnal și a blocurilor catodice, se observă că din punct de vedere al densității aparente, al densității reale, al porozității și al rezistenței la compresiune, produsele prezintă valori în același ordin de mărime.

Examinînd caracteristicile produselor de import se constată că acestea corespund, în general, prescripțiilor din literatură. Rămîne deci ca în cadrul cercetărilor viitoare, prin îmbunătățirea și apropierea condițiilor de lucru de cele reale industriale (presiuni ridicate, liant cu caracteristici corespunzătoare, rețete granulometrice optime, regim termic adecvat etc.) să se studieze, în continuare, posibilitățile de realizare a acestor prescripții.

În ceea ce privește folosirea cocsului brichete ICEM la fabricarea blocurilor catodice și de furnal, rezistența la compresiune mai ridicată, obținută la produsele fabricate din această materie primă, impune luarea în considerare a cocsului brichete ICEM ca o materie primă de calitate corespunzătoare, care poate înlocui cu succes materiile prime clasice, folosite în tehnologiile curente de fabricație a acestor produse [7].

CONCLUZII

Experimentările efectuate pentru folosirea cocsului brichete ICEM în industria produselor cărbunoase, precum şi urmărirea utilizării industriale a acestei materii prime timp de 3 ani, arată că :

— la majoritatea caracteristicilor produselor cărbunoase (electrozi, blocuri de furnal, blocuri catodice etc.) fabricate din cocs brichete ICEM, se realizează valori în acelaşi ordin de mărime cu cele obţinute la produsele fabricate din materii prime clasice ;

— la unele proprietăţi care reflectă gradul de ordonare al reţelelor grafitice realizate (densitate reală, rezistivitate electrică, reactivitate etc.), valorile obţinute la produsele fabricate din cocs brichete ICEM sînt mai bune decît la produsele fabricate din materii prime clasice. Acest fenomen este explicabil printr-un început de ordonare mai avansată, a reţelei carbonice la cocsificarea brichetelor ;

— o altă proprietate care prezintă în mod constant valori mai bune la produsele finite este rezistenţa mecanică a acestora — la compresiune şi la tobă — atît la cald, cît şi la rece ;

— datele obţinute indică cocsul brichete ICEM drept o materie primă pentru fabricarea produselor cărbunoase cel puţin la acelaşi nivel cu materiile prime folosite în mod curent, fapt dovedit şi prin realizarea consumurilor specifice mai reduse la utilizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Barbu I., Ştefănescu I., Reinhorn Gabriela şi Goga Paula. *Urmărirea modificărilor proprietăţilor chimice, fizice şi structurale ale produselor cărbunoase în diferite faze ale procesului tehnologic.* Cercetări metalurgice, nr. 9, 1967, p. 931—948.

[2] Kessler M. F. şi Vecerikovà V. *Beitrag zur Methodik der röntgenometrischen Analyse von metallurgischen Koks.* Brennstoff-Chemie, 1959, Bd. 40, nr. 2, p. 52—55.

[3] Sigri-Kohlefabrikate GMBH. *Kohlenstoffsteine für Hochöfen. Prospect 400/63.*

[4] * * * V/O Soiuzpromexport. Prospect G—200, U.R.S.S.

[5] * * * Ulmanns Encyklopädie der technischen Chemie, 1957, Bd. 9, p. 780 — 800.

[6] Stanko S. *Brais, Cokes, Electrodes.* Rapport LRF—48, Cie Péchiney, 1962.

[7] Ştefănescu I., Barbu I., Reinhorn Gabriela şi Vrabie Smaranda. *L'étude de la structure et des propriétés de certains cokes spéciaux.* Comunicare la „A 7-a conferinţă internaţională cu privire la ştiinţa cărbunelui'', Praga, Iunie, 1968.

Metode de stabilire a legăturii dintre fenomene fără a ţine seamă de natura repartiţiei, cu aplicaţii în metalurgie

Ing. I. FRANŢIU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.1.001.89

MÉTHODES POUR ÉTABLIR LA RELATION ENTRE LES PHÉNOMÈNES SANS TENIR COMPTE DE LA NATURE DE LA RÉPARTITION, AVEC APPLICATIONS DANS LA MÉTALLURGIE

On expose succinctement, en donnant des exemples, les méthodes non paramétriques les plus connues qui servent à établir les coefficients de corrélation des rangs, sans tenir compte de la nature de la répartition, et qui, par conséquent, précisent efficacement la relation entre les facteurs et les phénomènes ; ces méthodes, appliquées dans la métallurgie, peuvent rendre de réels services aux chercheurs et aux ingénieurs lorsqu'ils envisagent de développer les technologies de fabrication.

METHODS FOR ESTIMATING CONNECTIONS BETWEEN PHENOMENA WITHOUT TAKING INTO ACCOUNT THE CHARACTER OF THE DISTRIBUTION AND THEIR UTILIZATION IN METALLURGY

The paper presents briefly, with exemplifications, best-known non-parametric methods for estimating rank correlation indices, without taking into account the character of the distribution. The methods allow thus to state efficiently connections between factors and phenomena and, utilized in metallurgy, may be of great help to scientists and engineers in the appraisal of manufacturing technologies.

În activitatea inginerului şi a cercetătorului se pune adesea problema de a cunoaşte intensitatea legăturii dintre fenomenele care formează obiectul preocupării lor. Pentru măsurarea acestei legături sînt cunoscute şi răspîndite metodele matematicii statistice de calcul a indicatorilor de corelaţie.

Descrierea legăturii dintre mărimile variabile şi deci cunoaşterea felului cum se modifică în medie o variabilă în raport cu modificările date ale altei variabile se face determinînd ecuaţia de regresie şi desenînd curba de variaţie. În afară de această apreciere importantă a variaţiei este necesar să se cunoască şi gradul de intensitate a legăturii sau a corelaţiei, deoarece precizia estimaţiei, realizată cu ajutorul ecuaţiei de regresie, este cu atît mai mare, cu cît corelaţia este mai intensă. Indicatorul intensităţii corelaţiei liniare este coeficientul de corelaţie.

Aplicarea metodei riguroase de calcul a coeficienţilor de corelaţie presupune cunoaşterea şi, deci, determinarea prealabilă a naturii repartiţiei colectivităţii de date observate şi înregistrate în procesul de fabricaţie sau de cercetare.

Calculele coeficienţilor de corelaţie prezentate în manualele de matematică statistică îşi bazează valabilitatea numai pe repartiţiile de tip normal sau asimptotic normal. Dacă repartiţia diferă de cea normală sau natura repartiţiei nu este cunoscută, se pot aplica metodele denumite de matematicieni neparametrice. Evitînd prezumpţiile parametrice, aceste metode neparametrice se bazează pe ordonarea datelor sau a valorilor caracteristice după mărime şi operarea cu rangurile adică cu numerele ordinei de succesiune astfel obţinute. Prin faptul că se lucrează cu rangurile şi nu cu valorile caracteristicilor, metodele neparametrice sau de corelare a rangurilor permit estimarea intensităţii legăturii atît pentru caracteristici cantitative, cît şi pentru caracteristici calitative.

În cele ce urmează se prezintă două metode alese dintr-un număr mare de metode şi tratate în lucrarea ,,Elemente de statistică matematică şi aplicaţiile ei'' (redactată de un colectiv de autori şi apărută în Editura ştiinţifică, în anul 1966), lucrare de mult epuizată.

Aceste metode pot fi de un real folos în practica cercetării deoarece aplicarea lor este uşoară şi nu cere calcule laborioase ca metodele parametrice. Denumite după matematicienii care le-au elaborat, ele sînt : metoda Spearman și metoda Kendall.

În cele de mai jos nu se vor arăta considerațiile teoretice și demonstrațiile de fundamentare, ci se va ilustra numai modul lor de aplicare cu un exemplu practic.

Coeficientul de corelație Spearman este definit de relația :

$$\theta_s = 1 - \frac{6 \cdot \Sigma\, d^2}{n\,(n^2-1)}, \qquad (1)$$

unde d este diferența dintre ranguri (numerele de ordine ale celor două serii de date cercetate) ;

n — numărul cazurilor cercetate.

Coeficientul de corelație Kendall se calculează cu ajutorul formulei :

$$\theta_k = \frac{2 \cdot s}{n\,(n-1)}, \qquad (2)$$

unde s este suma algebrică a numărului de ranguri superioare (+) și inferioare (—), fiecărui rang al datelor dintr-o serie, luate succesiv și aranjate după datele celeilalte serii aranjate în ordine crescătoare sau descrescătoare ;

n — numărul cazurilor cercetate.

Coeficienții corelației rangurilor se interpretează la fel ca și coeficientul corelației liniare, ei fiind cuprinși între −1 și +1.

Corelația este negativă, dacă la creșterea uneia din seriile de date îi corespund descreșteri ale celeilalte serii, sau pozitivă, dacă la creștere îi corespunde tot creștere. Cu cît coeficientul de corelație are valori mai depărtate de zero și mai apropiate de +1 sau −1, cu atît corelația este mai intensă. Dacă între datele celor două serii nu există legătură, coeficientul de corelație este zero.

S-a ales ca exemplu măsurarea corelației dintre temperaturile măsurate cu un aparat UPYR și forțele de laminare înregistrate cu ajutorul unor captori de forță la laminarea lingourilor de 175 kg din oțel slab aliat în țagle, cu secțiunea de 65 × 65 mm la trecerea a doua, executată la laminorul de 450 ICEM.

În tabela 1 sînt trecute datele a 17 cazuri observate și elementele necesare aplicării metodei Spearman. Rangurile sînt stabilite în ordinea descrescîndă a valorilor. Înlocuind elementele de calcul în formula (1) se obține :

$$\theta_s = 1 - \frac{6 \times 1\,320}{17(17^2-1)} = -\,0{,}62$$

În tabela 2 s-au aranjat datele din tabela 1, pentru obținerea elementelor necesare aplicării formulei Kendall. Forțele de laminare au fost ordonate după valorile descrescînde, trecînd în dreptul lor valorile corespunzătoare ale temperaturilor măsurate. În coloana P sînt trecute numerele rangurilor superioare, luate succesiv în josul coloanei, pentru fiecare poziție. Astfel, rangul 14 de la poziția 1 a coloanei 4 are în

Tabela 1

Determinarea coeficienților de corelație a rangurilor dintre temperaturile măsurate (T_2) și forțele de laminare (P_2) înregistrate la laminarea lingourilor de 175 kg din oțel slab aliat, în țagle cu secțiunea de 65 × 65 mm, la trecerea a doua, după metoda Spearman

P_2		T_2		Diferența dintre coloanele (2) și (4) = d	d^2
tone	rangul	°C	rangul		
70,5	2	1 070	13	−11	121
56,5	6	1 120	8	−2	4
56,5	5	1 110	9	−4	16
62,0	3	1 040	15	−12	144
60,5	4	1 090	11	−7	49
74,5	1	1 062	14	−13	169
47,5	10	1 020	17	−7	49
45	12	1 120	7	+5	25
45	13	1 125	6	+7	49
54,5	7	1 180	2	+5	25
45,5	11	1 020	16	−5	25
43	15	1 140	4	+11	121
40,5	16	1 145	3	+13	169
43,5	14	1 130	5	+9	81
53,0	8	1 070	12	−4	16
52,0	9	1 100	10	−1	1
39	17	1 195	1	+16	256
				Total :	1 320

Tabela 2

Datele din tabela 1 aranjate pentru aplicarea formulei Kendall prin ordonarea rangurilor P_2

P_2		T_2		P	Q	$S = P + Q$
tone	rangul	°C	rangul			
74,5	1	1 062	14	+3	−13	
70,5	2	1 070	13	+3	−12	
62,0	3	1 040	15	+2	−12	
60,5	4	1 090	11	+3	−10	
56,5	5	1 110	9	+4	− 8	
56,5	6	1 120	8	+4	− 7	
54,5	7	1 180	2	+9	− 1	
53,0	8	1 070	12	+2	− 7	
52,0	9	1 100	10	+2	− 6	
47,5	10	1 020	17	0	− 7	
45,5	11	1 020	16	0	− 6	
45,0	12	1 120	7	0	− 5	
45,0	13	1 125	6	0	− 4	
43,5	14	1 130	5	0	− 3	
43,0	15	1 140	4	0	− 2	
40,5	16	1 145	3	0	− 1	
39,0	17	1 195	1	0	0	
		Total :		+32	−104	−72

josul coloanei 3 ranguri superioare, anume 15, 16 şi 17 ; rangul 13 de la poziţia 2 are 3 ranguri superioare, ş.a.m.d. În coloana Q sînt trecute numerele rangurilor inferioare luate succesiv în josul coloanei pentru fiecare poziţie. Astfel, rangul 14 de la poziţia 1 a coloanei 4 are în josul coloanei 13 ranguri inferioare, anume 13, 11, 9, 8, 2, 12, 10, 7, 6, 5, 4, 3, 1 ; rangul 13 de la poziţia 2 are 12 ranguri inferioare ş.a.m.d.

Înlocuind elementele de calcul în formula (2) se obţine :

$$\theta_k = \frac{2\,(-72)}{17\,(17-1)} = -\,0{,}53$$

Se menţionează că, ordonînd temperaturile de laminare după valorile descrescînde şi aranjînd în mod corespunzător rangurile forţelor de laminare se obţin aceleaşi elemente de calcul şi deci aceleaşi valori ale coeficientului Kendall ca în cazul aranjamentului din tabela 2.

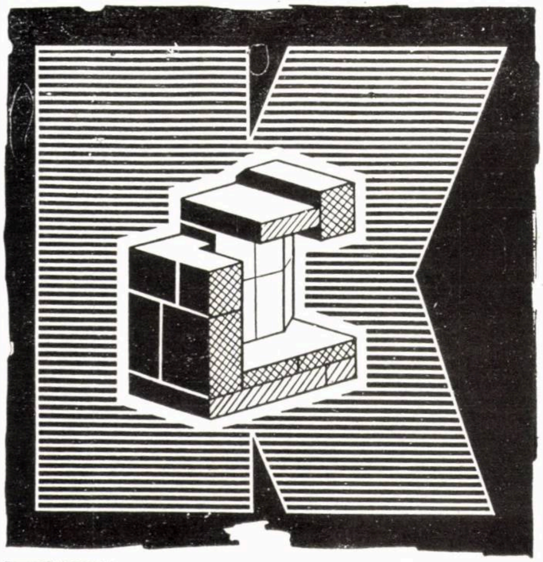
Coeficienţii calculaţi arată o legătură potrivită cu semn negativ, deoarece forţele cresc dacă temperaturile scad.

Conform indicaţiei din lucrarea menţionată, coeficientul Kendall satisface în mai mare măsură cerinţele unei mai riguroase analize a corelaţiei.

În concluzie, aplicarea metodelor neparametrice pentru măsurarea intensităţii corelaţiei dintre mărimile a două variabile din fenomenele cercetate dă rezultate mai puţin riguroase decît metodele parametrice bazate pe cunoaşterea naturii repartiţiei datelor de bază, dar satisfac în mare măsură cerinţele unei cercetări operative şi au avantajele următoare :

— permit estimarea intensităţii legăturii atît pentru caracteristici cantitative, cît şi pentru caracteristici calitative ;

— necesită un volum de calcul mai redus deoarece nu cer determinarea prealabilă a naturii repartiţiei.



KORVISIT

PUBLICOM

ŞI NOVOKOR,

produse refractare corindonice topite pentru cuptoarele de încălzire din industria oţelului

Exportator :

Intreprinderea de Comerţ Exterior pentru uleiuri şi produse miniere din R. P. Ungară

Budapesta 62 Căsuţa poştală 130

Telex 961, 962

Producător :

Fabrica de alumină şi corindon
„Mosonmagyarovar" R.P. Ungară

Îmbunătăţirea rezistenţei la duble îndoiri a conductorilor de cupru multifilari, destinaţi conductelor electrice pentru instalaţii mobile

Ing. C. CRUCERU
Institutul de cercetare şi proiectare pentru industria electrotehnică – Bucureşti

CZ 621.315.5 :539.413

L'AMÉLIORATION DE LA RÉSISTANCE AUX DOUBLES FLEXIONS DES CONDUCTEURS MULTIPLES DE CUIVRE DESTINÉS AUX CONDUITES ÉLECTRIQUES POUR INSTALLATIONS MOBILES

L'article se rapporte aux travaux effectués dans le but d'établir une élaboration du cuivre et des procédés technologiques de tréfilage et de recuit qui puissent augmenter son endurance aux doubles flexions.

Ce paramètre, imposé par les normes internationales afin de rendre plus durables les conduites électriques pour installations mobiles, a un rôle décisif dans la compétition. L'étude du problème de l'augmentation du nombre des flexions doubles du fil de cuivre amène la présentation des aspects techniques et économiques du recuit suivie par le détail des recherches portant sur l'obtention d'un fil de cuivre approprié à la condition posée.

En prenant plusieurs sortes de cuivre, dont les degrés de pureté sont différents, on indique les meilleurs régimes technologiques ainsi que les données qui résultent de la vérification du cuivre soumis aux doubles flexions.

IMPROVING RESISTANCE TO DOUBLE BENDING OF MULTICORE COPPER CONDUCTORS FOR ELECTRIC LINES IN MOBILE OUTFITS

The paper presents investigations on copper elaboration and optimal drawing and annealing methods, in view to improve its resistance to as great as possible a number of double bendings.

This parameter, imposed by international standards in view to grant longest possible life to electric lines for mobile equipment, plays a main part in their competitivity. In view to increase the number of double bendings of the copper wire, technical and economic aspects of its annealing, as well as investigations performed in view to obtain a suitable copper wire, are presented.

Starting from various copper brands, with different purity degrees, optimal technological conditions and data upon double bending tests for the investigated copper are indicated.

Pentru asigurarea unei anduranţe superioare la duble îndoiri, conductele şi cordoanele electrice, utilizate în instalaţiile electrice mobile industriale şi electrocasnice, trebuie să posede o calitate superioară a firelor de cupru care intră în construcţia lor. Explicaţia acestui fapt rezidă în aceea că, în exploatare asemenea conducte sînt supuse frecvent la îndoiri intermitente (cordoane telefonice şi cordoane pentru aparate electrocasnice, cabluri pentru instalaţii mobile, ca : excavatoare, drăgi etc.), îndoiri care prin natura lor au un caracter negativ, înrăutăţind rezistenţa mecanică la flexiune a cuprului şi, în final, conducînd la întreruperea prematură a circuitului electric de alimentare. Pentru a preîntîmpina asemenea consecinţe nedorite, este necesar ca firul de cupru care intră în constituţia conductelor electrice să fie dintr-un material cît mai pur şi bine recopt pentru ca să permită utilizarea lui la cît mai multe flexiuni repetate. Unul din factorii cei mai importanţi care influenţează aproape determinant calitatea cuprului, în ceea ce priveşte mărirea anduranţei lui la duble flexiuni, este recoacerea, operaţie tehnologică căreia i se impun condiţii deosebite ca regim tehnologic şi acurateţă.

Aspecte tehnico-economice cu privire la recoacerea sîrmelor de cupru [1], [2]

Recoacerea corectă a sîrmei de cupru pentru conducte electrice mobile în vederea măririi rezistenţei ei la duble flexiuni se poate realiza fie prin inducţie, fie prin contact cu roţi transportoare de curent.

Încălzirea prin inducţie, a cărei schemă de principiu este dată în figura 1 (*a*, *b*), presupune recoacerea sîrmei de cupru cu ajutorul curentului electric indus în sîrma de cupru, în timpul trefilării, de un transformator inductor 2 alimentat de la rețea prin intermediul unui reostat R la frecvența $f = 50$ Hz.

Încălzirea prin contact cu role transportoare, care ghidează sîrma de cupru și concomitent o încălzește (fig. 2), presupune ca recoacerea să se facă prin contact. Din condiții tehnice și de exploatare rezultă că sistemul acesta de recoacere este mult mai eficient, generalizîndu-se în foarte multe uzine de trefilare a cuprului electrotehnic. Asemenea instalații se folosesc și la F.C.M.E. — București și permit viteze de peste 1 200 m/min, în comparație cu viteze de 15 — 30 m/min posibile a fi realizate în sistemul de încălzire prin inducție.

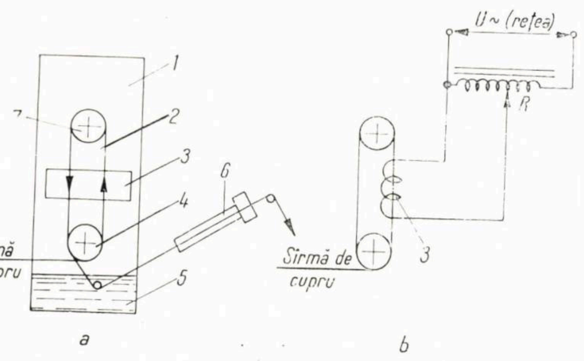


Fig. 1. Instalația de recoacere prin inducție (*a* — vedere laterală ; *b* — schema electrică) :

1 — incintă de atmosferă controlată ; *2* — buclă de sîrmă care formează secundarul transformatorului inductor ; *3* — primarul transformatorului inductor ; *4* — rolă de contact ; *5* — apă de răcire ; *6* — tub de răcire ; *7* — rolă de ghidare ; *R* — reostat de reglaj a tensiunii rețelei care alimentează primarul transformatorului inductor.

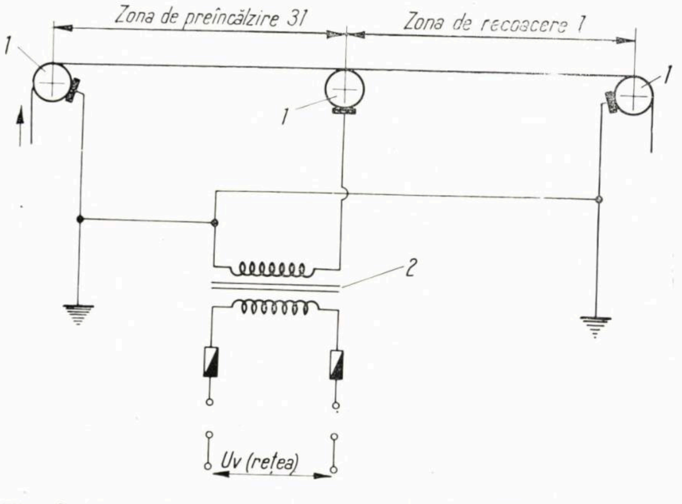


Fig. 2. Instalație de recoacere cu role alimentate electric prin perii :

1 — role de alimentare prin contact și transportoare ; *2* — transformator reglabil.

Eficacitatea economică a utilizării celui de-al doilea sistem de recoacere a sîrmei de cupru reiese și din faptul că consumul de energie în acest procedeu este cuprins între 4,1 kWh/100 kg de cupru recopt la trefilarea brută și 6,21 kWh/100 kg de cupru recopt la trefilarea fină, în timp ce pentru aceleași calități de trefilare, sistemul de recoacere cu încălzire prin inducție consumă aproape triplu, datorită vitezelor extrem de reduse ale sîrmei în procesul de trefilare și alte instalații electrice, în general, care au un randament electric mai redus.

De aceea este necesară o judicioasă alegere a sistemului de recoacere în vederea asigurării unei bune calități a sîrmei de cupru la duble flexiuni, încă de la trefilare, dat fiind că pe parcurs, pînă la obținerea conductelor electrice sîrma de cupru suferă numeroase prelucrări, care contribuie succesiv la ecruisarea ei.

Se subliniază că în cadrul lucrărilor efectuate, al căror rezultate sînt date în continuare, s-a adoptat ca metodă de recoacere procedeul de recoacere prin contact cu roți transportoare.

Situația actuală în țară a calității cuprului utilizat pentru conducte electrice mobile

Cuprul utilizat pentru conducte electrice mobile în industria de cabluri provine din catozi de cupru electrolitic obținut în cuptoare rotative cu flacără și turnate apoi în lingouri.

În timpul topirii cuprul se impurifică cu oxigen, iar o parte din produsele de oxidare rămîn în masa lingoului, apărînd la microscop sub formă de incluziuni de oxizi — CuO_2. Lingourile astfel obținute se laminează fie la uzinele „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii, fie la uzinele „Laromet" — București. În final sîrma de cupru laminată la diametrul pînă la 16 mm este trefilată la fabricile de cabluri electrice în fire de cupru de 0,05 — 1,6 mm diametru, care se toronează, se izolează și se protejează, obținîndu-se astfel conducte electrice mobile pentru scopuri electroindustriale și electrocasnice.

Lucrări efectuate

Ținînd seamă de cele arătate, s-a cercetat :

— influența gradului de purificare a structurii cuprului asupra comportării conductelor electrice mobile la duble flexiuni (cordoane electrice pentru aparate electrocasnice, cordoane pentru aparate telefonice ș.a.) ;

— stabilirea unei tehnologii corecte de recoacere a cuprului, bazată pe stabilirea unui regim optim de temperatură și viteză a sîrmei de cupru în timpul trefilării.

Pentru acest lucru s-au experimentat patru tipuri de sîrmă de cupru, și anume : cupru fără oxigen, provenit din import ; cupru pirorafinat ; două tipuri de cupru folosit la Fabrica de conductori din Tg. Mureș (F.C.T.M.). Compoziția celor patru tipuri de cupru cercetate este redată în tabela 1.

După cum s-a arătat, scopul lucrărilor de cercetare a fost ca, plecînd de la mai multe variante de cupru să se găsească tipul de cupru cel mai adecvat și regimul tehnologic de recoacere optim pentru a obține o sîrmă de cupru rezistentă la cel puțin 30 000 duble flexiuni, așa cum prevăd majoritatea normelor internaționale [3].

Tabela 1

Tipul de cupru	Puritatea, %												
	Cu	O	P	S	Se	Te	Ag	As	Bi	Pb	Ni	Co	Fe
Cupru fără oxigen	99,99	0,0002	—	0,0025	0,0002	0,0001	0,001	0,0003	0,0001	0,0006	0,0006	—	0,0005
Cupru pirorafinat	99,5	0,3	—	0.015	0,01	0,005	—	0,01	0,002	0,01	0,02	—	0,01
Cupru F.C.T.M.	99,97	0,01	—	0,01	0,002	0,001	0,001	0,002	0,0002	0.002	0,0005	0,0005	0,005
Cupru F.C.T.M.	99,95	0,015	—	0,002	0,002	0,001	0,001	0,002	0,002	0,002	0,0005	0,0005	0,003

În acest sens, s-a trefilat sîrmă de cupru în cele patru variante de puritate (tabela 1), în mai multe game de dimensiuni (tabela 2).

Tabela 2

Diametrul nominal al sîrmei, mm	Diametrul dornului pe care s-a făcut măsurarea, mm	Sarcina, g
0,05—0,07	3	12
0,07—0,11	5	27
0,11—0,16	7	52
0,16—0,22	11,0	104
0,22—0,30	12,7	206
0,30—0,42	19,2	408
0,42—0,60	26	805
0,60—0,85	38,2	1 610
0,85—1,60	51	4 050

Din cele patru variante au fost supuse la recoacere: cupru fără oxigen, cu puritate de 99,99 %; cupru pirorafinat, cu puritate de 99,5 %; cupru F.C.T.M., cu puritate de 99,97 %.

În timpul recoacerii care s-a făcut prin contact cu roți transportoare (fig. 2) au fost utilizate două viteze de recoacere și anume o viteză la 700 m/min, iar cea de-a doua, la 1 200 m/min. Temperaturile de recoacere respectate în timpul regimului tehnologic, în funcție de viteza de recoacere și de varianta de cupru trefilat, sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Viteza de recoacere, m/min	Temperaturile de recoacere, °C pentru tipul cuprului	
	Cuprul electrorafinat	Cuprul pirorafinat
700	560	670
1 200	600	700

După recoacerea finală și recoacerile intermediare, efectuate cu viteza de 700 m/min, sîrma de cupru a fost verificată la tensiunea la rupere și alungire, obținîndu-se rezultatele din figura 3.

În figură este redată variația tensiunii de rupere (kgf/mm²) a alungirii:

— cuprului fără oxigen, cu puritatea de 99,99 %;

— cuprului pirorafinat, cu puritatea de 99,5 %;

— cuprului F.C.T.M., cu puritatea de 99,97 %.

Variația tensiunii la rupere și a alungirii au relevat următoarele:

— cuprul fără oxigen are o variație mai uniformă a tensiunii la rupere și cu toate că varianta de cupru pirorafinat are tensiuni inițiale la rupere mai mari (la 300—400°C) totuși, în final, o dată cu creșterea temperaturii de recoacere, tensiunea la rupere scade aproape brusc sub valorile tracțiunii cuprului fără oxigen;

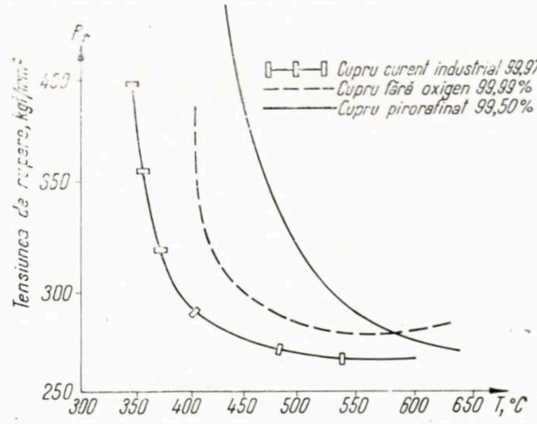


Fig. 3. Variația tensiunii de rupere (kgf/mm ²) la trei din cele patru tipuri de cupru experimentat, în cazul unei viteze de recoacere a cuprului de 700 m/min.

— alungirile cuprului fără oxigen sînt relativ mai mici decît a celorlalte două tipuri de cupru, confirmînd și pe această cale superioritatea sa.

Rezultatele măsurărilor tensiunii la rupere și a alungirii pentru sîrma recoaptă la viteza de 1 200 m/min au fost nesatisfăcătoare, deoarece valorile măsurate ale tensiunii la rupere și ale alungirii sînt mai mici în comparație cu cele obținute la viteza de 700 m/min. Pentru exemplificare se menționează că, tensiunea la rupere și la alungire în toate cazurile măsurate sînt cu 25 — 30% mai mici decît cele indicate în figura 3. Acest lucru indică că regimul optim de recoacere stabilit trebuie să se facă cu o viteză de 700 m/min.

După recoacerea și verificarea parametrilor mecanici ai tipurilor de cupru experimentați, s-a supus sîrma de cupru la duble flexiuni, obținîndu-se rezultatele indicate în tabela 4.

Tabela 4

Diametrul nominal al sirmei, mm	Numărul de duble flexiuni			
	Prescris*	Cupru fără oxigen, 99,99%	Cupru pirorafinat, 99,5%	Cupru industrial F.C.T.M., 99,97%
0,05—0,7	30 000	41 500	25 100	31 000
0,07—0,11	30 000	41 200	27 200	29 200
0,11—0,16	30 000	42 100	24 500	28 500
0,16—0,22	30 000	48 100	29 100	31 200
0,22—0,30	30 000	45 700	26 300	28 750
0,30—0,40	30 000	43 150	27 510	29 100
0,42—0,60	30 000	44 200	27 540	30 050
0,60—0,85	30 000	44 150	28 200	30 100
0,85—1,60	30 000	42 500	25 420	29 500

Obs.: Numărul prescris de duble îndoiri este indicat în norma franceză NFC 32—200—1965 și de Publicația CEI 245—1965 (Comission Electrotechnique Internationale).

Tensiunea de tracțiune la rupere și alungirea cuprului cercetat au fost cuprinse intre 20 și 400 kgf/mm², respectiv 5 — 25%.

Concluzii și propuneri

Datele cuprinse în tabela 4 duc la următoarele concluzii :

— cuprul fără oxigen dă satisfacție în bune condiții numărului de duble îndoituri prescris de către standardele internaționale, pentru conducte electice destinate instalațiilor mobile ;

— comportarea variată și nesatisfăcătoare a celorlalte două tipuri de cupru la încercarea la duble flexiuni ; cuprul pirorafinat a avut o comportare complet nesatisfăcătoare, așa cum reiese din tabela 4 ;

— influența pe care o are regimul de recoacere asupra numărului de duble flexiuni este hotărîtoare și se află în corelare cu cele arătate în lucrare deoarece determină, în final, o îmbunătățire sau o înrăutățire a comportării sîrmei de cupru la duble flexiuni. Metoda de recoacere, durata și temperatura de recoacere confirmă acest lucru. Din datele prezentate reiese că viteza optimă de recoacere trebuie să fie de circa 700 m/min, iar temperatura, de 560 — 570°C. Înainte de efectuarea cercetărilor prezentate în lucrare sîrma de cupru folosită la conducte mobile nu rezista la un număr mai mare decît maximum 20 000—25 000 duble flexiuni.

Pe baza datelor obținute din cercetările efectuate au fost stabilite condițiile de recoacere a sîrmei de cupru la Fabrica de conductori din Tîrgu-Mureș (F.C.T.M.), în sensul că pentru cupru cu puritatea de 99,95 — 99,97% s-a adoptat, ca temperatură optimă de recoacere, temperatura de 570°C, iar viteza de recoacere, de 700 m/min.

În legătură cu cele arătate în lucrare se fac următoarele propuneri :

— să se studieze modernizarea unor utilaje tehnologice de trefilare și de recoacere a sîrmei de cupru, destinată conductelor electrice pentru instalații mobile, în vederea stabilirii regimului optim de recoacere a cuprului ;

— să se examineze producerea în țară a cuprului fără oxigen, cu puritatea de cel puțin 99,99%, dat fiind că asemenea cupru este absolut necesar pentru satisfacerea condiției conductelor electrice mobile de a rezista la cît mai multe duble îndoiri și pentru execuția cablurilor de telecomunicații urbane și magistrale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cruceru C. *Cabluri și conductoare electrice.* București, Editura tehnică, 1965.
[2] Cruceru C., Morczynski I. și Petrescu R. *Conducte electrice.* București, Editura tehnică, 1968.

Tratamentul termic al tablelor groase din oţeluri sudabile şi cu rezistenţă ridicată (II)

Ing. A. LEDERER
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 621.785 :669.14.018.62 :669 − 41

LE TRAITEMENT THERMIQUE DES TÔLES EN ACIER SOUDABLE ET À RÉSISTANCE ÉLEVÉE (II)

L'auteur analyse les équipements utilisés pour le traitement thermique des tôles en acier soudable et à résistance élevée.

Les usines modernes sont prévues avec des fours à rouleaux, qui ont une productivité élevée, assurent une grande uniformité de la temperature et se prêtent à une automatisation avancée.

Pour tremper les tôles on utilise des machines spéciales, à plaques ou à rouleaux. Dernièrement, les machines de trempe à rouleaux ont connu un grand essor, due aux caractéristiques mécaniques élevées qui peuvent être obtenues pour les tôles.

L'auteur présente les élements des lignes modernes de traitement thermique (normalisation, trempe et revenu), ainsi que la description de quelques installations typiques.

Dans l'article sont indiqués les caractéristiques technotogiques et constructifs des équipements de traitement thermique et les plus modernes installations sont présentées dans des tables.

HEAT-TREATMENT OF HIGH STRENGTH, WELDABLE STEEL PLATES (II)

The author discusses the equipment used for heat-treating high strength, weldable steel plates.

Modern plants are equipped with roller-hearth furnaces, which secure high productivity and temperature uniformity and can be automated readily.

For plate quenching special machines, with plattens (quenching presses) or with rollers are used. Recently, many plants have purchased roller quenching machines, which secure high mechanical properties of the plates.

The author investigates the structure of modern heat-treating lines for normalizing, quenching and tempering, and describes some typical installations.

The paper studies the technological and design features of the heat-treating equipments and the most modern normalizing furnaces and heat-treating lines are presented in tabular form.

În prima parte a lucrării [1] s-au analizat oţelurile sudabile şi cu rezistenţă ridicată, bazele metalurgice şi parametrii tehnologici la tratament termic. În partea a doua a lucrării se analizează utilajele specifice pentru tratamentul termic al tablelor groase din aceste oţeluri.

Cuptoare cu role

Dacă înainte se construiau pentru tratamentul termic al tablelor groase şi cuptoare cameră (Hattingen, Appleby-Frodingham, Consett), cuptoare cu vatră mobilă (VOEST) sau cu vatră păşitoare (VOEST), în prezent, pentru tablele pînă la circa 100 mm grosime se prevăd numai cuptoare continue cu role, datorită avantajelor multiple faţă de celelalte construcţii (o încălzire mai uniformă şi mai precisă, datorită tratamentului individual al tablelor, proces tehnologic continuu, ceea ce măreşte productivitatea şi permite automatizarea etc.).

Tablele groase tratate termic în cuptoare cu role au pînă la 101,6 mm grosime, 5 080 mm lăţime şi 31 m lungime (în cazuri excepţionale 46 m) în cazul normalizării, respectiv 15,3 m (în cazuri excepţionale 18 m) în cazul călirii şi revenirii.

Lungimea minimă a cuptoarelor cu role este cu 1,5—2 m mai mare decît lungimea maximă a tablelor, iar lungimea maximă a cuptoarelor existente este de 94 m. Lăţimea interioară a cuptorului este cu 300—500 mm mai mare decît lăţimea maximă a tablelor.

Rolele sînt dintr-o bucată, goale în interior, turnate centrifugal şi confecţionate din oţel refractar, compoziţia chimică depinzînd de temperatura maximă din cuptor; astfel, la cuptoarele de normalizare şi călire, rolele sînt în general din oţel cu 25% Cr şi 20% Ni, iar la cuptoarele de revenire, din oţel cu 20% Cr şi 10% Ni. Rolele sînt în general cilindrice; s-au folosit şi role-disc (Consett, South-Durham) care prezintă însă pericolul imprimării ţunderului în tablă. În general rolele sînt nerăcite cu apă şi sînt sprijinite pe lagăre cu rulmenţi sferici autoreglabili, care pot rezista la temperaturi de peste 120°C. La construcţia cuptorului se ţine seamă de dilatarea termică longitudinală a rolelor, care poate atinge 100 mm.

Diametrul rolelor depinde de secţiunea transversală a tablelor şi de temperatura de regim, variind între circa 200 şi 500 mm. Lungimea rolelor, depinzînd de lăţimea tablei, poate ajunge la circa 7 m. Porțiunea centrală a rolelor este cilindrică și are lungimea cu circa 150 mm mai mică decît lățimea interioară a cuptorului, iar la cele două capete este tronconică. Pasul rolelor depinde de diametrul lor și de dimensiunile tablei, fiind cuprins între circa 450 și 650 mm. Deoarece pasul rolelor determină grosimea minimă a tablelor (pentru a evita ondularea) și este în funcție de diametru, care depinde de grosimea maximă a tablelor, gama de grosimi este indicat să nu depășească raportul 1 : 10, deși s-au construit și cuptoare pentru un raport de circa 1 : 20 (Sparrows Point).

La dimensionarea rolelor se consideră 70 — 75 % din limita tehnică de fluaj la temperatura dată (pentru o alungire de 1 % la o funcționare de 10 000 h). Deși există tendința de a mări acest procent la 85 —90 % pentru a reduce diametrul rolelor, se consideră că în felul acesta s-ar mări cheltuielile de exploatare și durabilitatea rolelor s-ar micșora de la peste 4 ani la sub 1,5 ani [2].

Regimul de lucru al cuptoarelor poate fi continuu, oscilant sau combinat.

La regimul continuu deplasarea tablelor se face încet, astfel ca timpul de avans pînă la ieșirea din cuptor să corespundă cu ciclul total de tratament termic. Viteza de deplasare variază în limite largi (1:20 — 1 :30), în funcție de timpii de încălzire (deci de gama de grosimi și temperatura de încărcare). Pentru a asigura o temperatură cît mai constantă de îndreptare pe lungimea tablei, precum și o răcire mai uniformă, deseori la cuptoarele de normalizare ultima porțiune a cuptorului, egală cu lungimea maximă a tablei, este prevăzută cu o viteză mai mare pentru a permite o evacuare rapidă. Această secțiune de scoatere rapidă este obligatorie la cuptoarele de călire pentru a reduce la minimum timpul de răcire a tablelor în aer (evitînd astfel structuri de transformare superioară) și are o viteză maximă, de circa 60 m/min. Desigur, lungimea secțiunii de evacuare rapidă se adaugă la lungimea necesară a cuptorului rezultată din ciclul total de încălzire. Secțiunea de evacuare rapidă este prevăzută în general și la cuptoarele de revenire pentru a asigura o temperatură cît mai uniformă sau, în unele cazuri, pentru a permite o răcire rapidă și după revenire. La cuptoarele cu secțiune de evacuare rapidă se prevede în general și o secțiune de introducere rapidă, astfel ca timpul de staționare a tablelor în cuptor să fie același pentru întreaga lungime ; acest fapt este deosebit de important la cuptoarele de revenire.

La regimul oscilant cuptorul este împărțit în una sau mai multe secțiuni, avînd lungimea egală cu lungimea maximă a tablei plus 1,5—2 m. Tabla se introduce în cuptor cu o viteză de 20—30 m/min și întreaga încărcătură se deplasează cu lungimea unei secțiuni, iar în continuare urmează oscilarea tablelor cu o viteză de 1,2—1,8 m/min și cu o lungime de circa 1 m, timpul de oscilare depinzînd de numărul secțiunilor și de ciclul total de tratament termic. Și în cazul regimului oscilant cuptoarele de călire și uneori cele de revenire sînt prevăzute cu o secțiune de evacuare rapidă și, eventual, cu o secțiune de introducere rapidă (în special la cuptoarele de revenire cu secțiune de evacuare rapidă).

La regimul de lucru combinat, cuptorul este împărțit în secțiuni separate, ca la cuptoarele cu regim oscilant, aceste secțiuni putînd fi însă cuplate astfel încît cuptorul să lucreze și în regim continuu. Regimul combinat asigură o mare elasticitate și de aceea este aplicat la cele mai multe construcții moderne.

Rolele sînt acționate cu motoare de curent continuu, care permit variația vitezei în limite largi (necesară la regimul continuu) și reversări dese (necesare la regimul oscilant). Acționarea se face pe secțiuni de reglare a vitezei, rolele fiecărei secțiuni fiind acționate de un motor prin intermediul unor lanțuri. Deși la o instalație s-a aplicat acționarea individuală a rolelor (cuptoarele de la Phoenix-Claymont), acest sistem nu s-a răspîndit, deoarece gama largă de viteze ar impune ca unele role să aibă cîte un motor la fiecare capăt, iar necesitatea asigurării transportului tablelor deformate ar impune alegerea unor motoare deosebit de mari. În secțiunea de evacuare rapidă a cuptoarelor cu regim continuu rolele sînt acționate în general cîte două, pentru a permite revenirea la viteza de avans continuu pe măsură ce tabla părăsește perechea respectivă de role. Pentru a evita alunecarea și zgîrierea tablelor, sistemul de acționare trebuie să asigure o sincronizare a vitezelor secțiunilor învecinate, astfel ca diferența maximă de viteze să nu depășească 0,5—1 %. Ținînd seamă de faptul că rolele reprezintă pînă la 30 % din costul cuptorului, se prevede o acționare de siguranță (cu grup Diesel) care intră automat în funcțiune la întreruperea curentului, evitînd astfel deformarea rolelor, care s-ar putea produce la o staționare mai lungă de un minut.

Gama de temperaturi a cuptoarelor s-a lărgit din ce în ce mai mult, pentru a permite o elasticitate cît mai mare la tratament. Astfel, la cuptoarele de călire și normalizare, temperatura maximă a crescut de la 900 la 1 000 °C, iar la cuptoarele de revenire gama de temperaturi s-a lărgit de la 400—675 °C la 285—760°C. Cuptoarele sînt împărțite în zone termice cu reglare independentă, numărul zonelor fiind funcție de lungimea cuptorului și de precizia dorită a încălzirii. Cuptoarele de normalizare sînt prevăzute în general cu o zonă termică la 8—15 m lungime de cuptor, iar cele de călire și revenire, la 5—7 m. În cursul tratamentului toate zonele pot fi fixate la aceeași temperatură sau zonele corespunzătoare perioadei de încălzire pot fi fixate la temperatura maximă a cuptorului, urmînd ca numai zonele corespunzătoare perioadei de egalizare și menținere să fie fixate la temperatura de tratament. Acest regim permite reducerea timpului de încălzire îngreuind însă conducerea cuptorului.

Cuptoarele moderne sînt prevăzute cu instalații complexe de reglare automată și control termotehnic, care au următoarele funcțiuni : reglarea automată a temperaturii, controlul temperaturii rolelor, controlul temperaturii în vecinătatea rolelor, reglarea automată a debitului de gaz și aer, reglarea automată a presiunii din cuptor, reglarea automată a presiunii aerului și gazului, controlul temperaturii gazelor arse înainte și după recuperator. Reglarea termică trebuie să asigure o precizie a temperaturii de ±5—6°C [3]. Pentru urmărirea funcționării cuptorului, elementele de contact transmit pe un panou sinoptic din postul de comandă avansul tablelor în cuptor.

Consumul specific de căldură depinde de felul tratamentului, de productivitate și de temperatura de încărcare. Pentru reducerea consumului, cuptoarele sînt prevăzute cu recuperatoare metalice de preîncălzire a aerului. Pe baza datelor practice se indică următoarele consumuri specifice medii de căldură pentru productivitățile maxime :

— cuptoare de normalizare și călire : încărcare rece 300 000—320 000 kcal/t ; încărcare caldă (500—600°C) 160 000—180 000 kcal/t ;

— cuptoare de revenire 350 000—380 000 kcal/t.

Capacitatea calorică maximă a cuptoarelor depinde de consumul specific și de productivitate, la cele mai mari cuptoare ajungînd la circa 30×10^6 kcal/h.

Productivitatea cuptorului este determinată de viteza de încălzire, de dimensiunile lui și de gradul de încărcare a vetrei. Productivitatea specifică teoretică (producția orară raportată pe suprafața ocupată de tablă), pe baza vitezelor de încălzire arătate anterior, are următoarele valori :

— normalizarea tablelor din oțeluri C—Mn, C—Mn—Si și alte oțeluri simple : încărcare caldă (500—600°C), 400—450 kg/m^2 h ; încărcare rece, 200—250 kg/m^2 h ; încălzirea tablelor aliate pentru călire, 150—200 kg/m^2 h ; revenirea tablelor aliate, 120—150 kg/m^2 h.

Se menționează că o productivitate specifică, deci și viteză de încălzire prea ridicată, produce pe lîngă tensiuni termice lipirea țunderului pe role, rezultînd bășici mici pe suprafața inferioară a tablei.

Pentru a determina productivitatea specifică practică, valorile teoretice trebuie afectate cu un coeficient depinzînd de gradul de acoperire a lungimii vetrei. Acest coeficient este mai mare la regim continuu deoarece nu depinde decît în mică măsură de lungimea tablelor și are valoarea 0,90—0,95 ; la regim oscilant, coeficientul depinde de variația lungimii tablelor și de repartizarea lor pe diversele secțiuni de oscilare ; de aceea valoarea lui se găsește în limite largi (0,70—0,90). Productivitatea specifică astfel calculată nu se referă la întreaga lungime a cuptorului ci numai la regimul oscilant ; la regimul continuu secțiunea de evacuare rapidă nu se ia în considerare. Din această cauză, la aceeași lungime totală a cuptorului și la același coeficient de utilizare a lungimii vetrei, regimul oscilant asigură o productivitate cu 20—60 %

mai mare în cazul tablelor de 15 m lungime şi al unei lungimi totale a cuptorului de 90 m şi, respectiv, de 40 m. Se menţionează că în cazul cînd în cuptor se găsesc simultan table de grosimi diferite, productivitatea specifică scade, deoarece viteza de încălzire este determinată de tabla cu grosimea maximă.

Regimul de încălzire trebuie să evite oxidarea şi decarburarea excesivă a tablelor. În acest scop, pe lîngă reducerea la minimum necesar a timpului şi a temperaturii de tratament, se foloseşte o atmosferă puţin oxidantă (exces de aer circa 10%) şi o cantitate de 4% (sau peste) CO în atmosfera cuptorului.

O construcţie interesantă reprezintă cuptorul de normalizare de la Mannesmann [4], care este prevăzut cu încălzire indirectă şi atmosferă de protecţie. Cuptorul are o lăţime interioară de 3,4 m şi o lungime de 92 m, din care 72 m sînt încălziţi prin 400 ţevi de radiaţie plasate în ambele părţi, deasupra şi dedesubtul rolelor. În continuare urmează o porţiune de circa 14 m răcită indirect cu apă (zonă de răcire). Rolele au diametrul de 360 mm şi sînt din oţel cu 25% Cr şi 20% Ni în porţiunea de încălzire, respectiv cu 18% Cr şi 8% Ni în zona de răcire. Rolele sînt grupate în trei secţiuni de 16 m, cu o viteză de 0,5—10 m/min, după care urmează secţiunea de evacuare rapidă de 27 m lungime, cu o viteză de 0,5—15 m/min şi secţiunea de răcire cu o viteză de 1,25—15 m/min. Temperatura maximă de încălzire este de 980°C, în zona de răcire temperatura fiind de 700°C. Tablele normalizate au maximum 40 mm grosime, maximum 3 m lăţime şi maximum 25 m lungime, productivitatea nominală maximă fiind de 30 t/h, la încărcare rece, şi de 60 t/h, la încărcare caldă.

Sistemul indirect de încălzire (fig. 1) constă din două ţevi concentrice în care sînt introduşi arzătorul şi recuperatorul de preîncălzire a aerului (la 500—600°C). În atmosfera cuptorului este introdus gaz de protecţie (88% N şi 12% CO), obţinut din gazele arse.

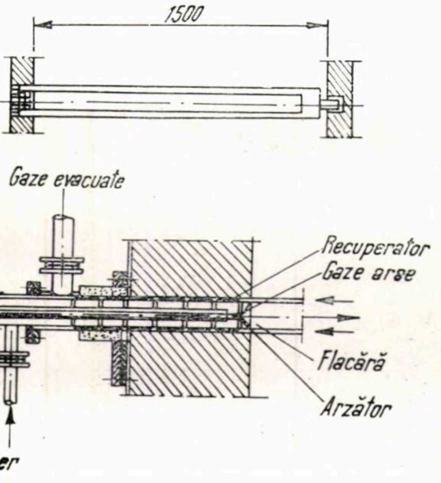


Fig. 1. Sistemul de încălzire indirectă la cuptorul de normalizare de la Mannesmann.

Presiunea din cuptor este de +0,5—1,0 mm col. apă la nivelul rolelor. Cuptorul este împărţit în zece zone de reglare termică, din care primele şase sînt de încălzire, iar următoarele, de egalizare. Deşi măsurile luate nu au putut elimina integral oxidarea, grosimea stratului de ţunder nu depăşeşte 0,05—0,1 mm.

Instalaţii de călire

Dezvoltarea producţiei tablelor groase îmbunătăţite a fost condiţionată de realizarea unor instalaţii adecvate de călire, care să permită viteze ridicate şi uniforme de răcire, asigurîndu-se astfel proprietăţi omogene şi o planeitate corespunzătoare. Instalaţiile mai vechi de călire constau din bazine de scufundare, unde pe suprafaţa tablei se forma un strat de abur, iar viteza de răcire era scăzută şi neuniformă. Din această cauză în bazine se puteau căli numai table cu suprafaţa mică şi de grosime mare şi din oţeluri cu călibilitate ridicată (bogate în elemente de aliere); nici în aceste condiţii nu se putea asigura însă o planeitate corespunzătoare a tablelor şi nici caracteristici uniforme. Planeitatea după călire are o importanţă deosebită la tablele din oţeluri cu rezistenţă ridicată, a căror îndreptare este dificilă.

Prima instalaţie modernă de călire a tablelor groase o reprezintă presa de călire, realizată de firma Drever [5]. Tabla încălzită la temperatura de austenitizare este introdusă rapid, cu o viteză maximă de 60 m/min, între cele două plăci ale presei (fig. 2), cu ajutorul unei căi cu role escamotabile care se află în poziţie ridicată cu circa 25 mm faţă de placa inferioară fixă, placa superioară (mobilă) fiind de asemenea ridicată. Tabla este apoi oprită, calea cu role coboară cu circa 100 mm, lăsînd tabla sprijinită pe placa inferioară; în acelaşi timp coboară şi placa superioară, care presează tabla şi începe călirea prin răcire cu apă, debitată prin ajutajele celor două plăci. După terminarea călirii, placa superioară şi calea cu role se ridică şi cu ajutorul acesteia din urmă tabla este evacuată din presă.

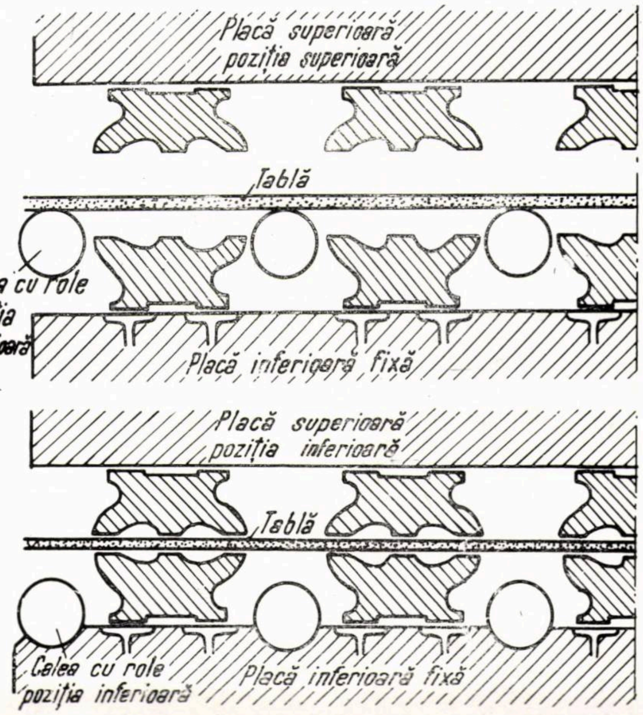


Fig. 2. Principiul de funcţionare a presei de călire.

Presele de călire au lăţimea cu 150—200 mm mai mare decît lăţimea maximă a tablei, lungimea cu circa 1 m mai mare decît lungimea maximă a tablei şi sînt aşezate la 2—3 m de cuptorul de călire, astfel ca timpul de introducere a tablei în presă să nu depăşească 20—25 s. La presele existente se pot căli table de maximum 76,2 mm grosime, maximum 5 080 mm lăţime şi maximum 18 m lungime.

Pentru o funcţionare raţională, plăcile presei se împart în două — trei secţiuni, care se cuplează în funcţie de lungimea tablelor. Presiunea plăcii superioare asupra tablei variază în funcţie de construcţia presei. Primele prese s-au construit cu forţe foarte mari (2 250 tf, peste 40 tf/m^2) în scopul obţinerii unei table plane după călire. Ulterior s-a dovedit că forţa mare de presare nu contribuie la planeitatea tablei, care nu poate fi asigurată decît printr-o răcire uniformă [6]; de aceea, presele mai noi s-au prevăzut cu o forţă de circa 100 tf, deşi s-au construit şi prese moderne cu forţe mai mari (800—1 000 tf, 15—20 tf/m^2). Placa superioară are de obicei două poziţii fixe, asigurînd astfel o deschidere mai mare (500—600 mm), pentru întreţinere şi trecerea tablelor în cazul normalizării, şi o deschidere mică de lucru (125—150 mm), pentru a reduce la minimum timpul pînă la călire.

Debitul apei pentru călire variază în funcție de dimensiunile tablei, debitul specific fiind de 1—2 $m^3/m^2 \cdot min$ (în general 1,5—1,8), asigurînd astfel un debit mai mare decît cel necesar pentru obținerea durității după călire, considerat de circa 0,9 $m^3/m^2 \cdot min$ [2]. Apa este distribuită printr-un număr mare de ajutaje (în general 500—700 pe m^2 de tablă) la o presiune de 2—7 at (în general 3—4 at). Temperatura apei depinde de tipul oțelului, fiind cuprinsă în general între 38 și 90°C, la unele calități (cu o viteză critică mare de răcire) fiind însă necesară o temperatură mai mică de 32°C [7]. Apa este recirculată printr-un sistem cuprinzînd stația de pompe, filtrele (cu ochiuri mai mici cu 1,5 mm), turnul de răcire, un rezervor cu un volum util egal cu debitul maxim al pompelor pe o perioadă de circa 10 min și un decantor pentru separarea țunderului. O condiție esențială pentru asigurarea unei răciri uniforme este ca apa să fie cît mai curată și ca ajutajele să fie verificate și curățate cît mai des pentru a se evita înfundarea lor. O răcire neuniformă, pe lîngă caracteristici neomogene, provoacă tensiuni interne care au drept consecință ondularea sau chiar fisurarea tablelor. La presele bine întreținute se poate asigura o săgeată maximă a tablelor după călire, de 10 mm pentru întreaga suprafață, și de 2—4 mm/m liniar [7], [8], astfel că în general tablele nu trebuie îndreptate ulterior, în special la grosimi mai mari de 8—10 mm.

Timpul de răcire depinde de grosimea tablelor și în medie are valorile din figura 3 [7]. Temperatura tablelor după călire este de circa 250°C.

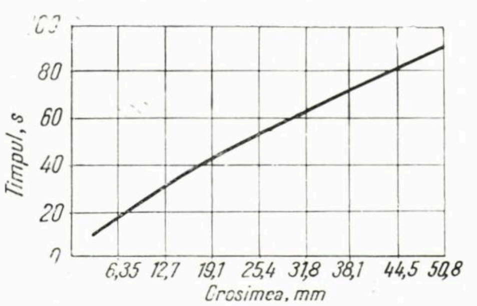


Fig. 3. Timpul de răcire la presa de călire în funcție de grosimea tablei.

În anul 1966 a fost pusă în funcțiune la Burns Harbor (S.U.A.) o instalație nouă de călire, cu role, realizată de firma Drever pe baza cercetărilor efectuate de Bethlehem Steel [9]. Această instalație (fig. 4) cuprinde două perechi de role de poziționare și îndreptare și două zone de călire prin care tabla este deplasată cu ajutorul unor perechi de role; prima zonă se caracterizează prin debit mai mic de apă la presiune ridicată (60,3 m^3/min, 8,8 at) prin care tabla trece continuu cu o viteză de 18 m/min, iar a doua zonă, prin debit mare de apă la presiune scăzută (170 m^3/min, 3,5 at). Șirul inferior de role este fix, iar cel superior se reglează în funcție de grosimea tablei, astfel ca la tabla de dimensiuni maxime să exercite o presiune de circa 1 700 kgf/m^2. Instalația poate căli table de maximum 101,6 mm grosime, maximum 3 960 mm lățime și maximum 15,3 m lungime, fiind deservită de un cuptor de călire (54,9 m lungime din care 36,6 m pentru încălzire și 18,3 m pentru egalizare, max. 1 000°C, 10 zone termice, 103 role cu diametrul de 355 mm, și pasul de 535 mm, din oțel cu 25 % Cr și 35 % Ni cu o limită tehnică de fluaj de 190 kgf/cm^2 pentru o alungire de 1 % la o funcționare de 10 000 h la 1 000°C) și de un cuptor de revenire (71,7 m lungime, max. 760°C, 160 role cu diametrul de 228 mm, din oțel cu 10 % Cr și 20 % Ni).

Instalația de călire cu role are următoarele avantaje principale față de presa de călire: timpul între sfîrșitul încălzirii și începutul călirii este în medie de circa 8 s față de 30—45 s (și peste) la presă; factorul care determină eficacitatea călirii, $q\sqrt{p}$ (q = debitul de apă pe unitatea de suprafață a tablei; p = presiunea apei), are o valoare de două — trei ori mai mare decît la presă; răcire mai uniformă și planeitate mai bună a tablelor decît la presă unde, datorită punctelor de contact cu plăcile, rezultă porțiuni mai calde ale tablei; productivitate mai mare și posibilitatea unei automatizări mai simple, datorită fluxului continuu.

Viteza mai mare de răcire la instalațiile cu role permite călirea unor table cu o călibilitate mai redusă, deci din oțeluri mai ieftine, cu o compoziție chimică mai simplă. Acest fapt rezultă clar dacă se compară oțelul RQ — 100 A, călit la instalația cu role, cu alte oțeluri călite la prese (de ex. oțelul T_1 sau Super Strength 100) [1].

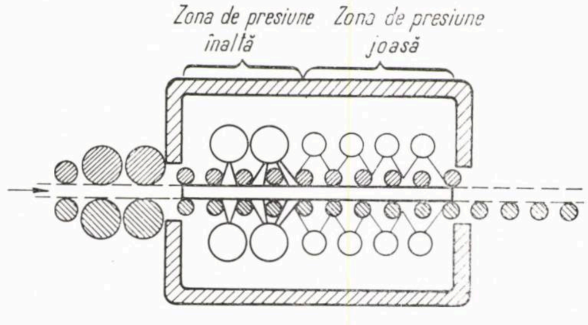


Fig. 4. Schema instalației de călire cu role de la Burns Harbor.

Datorită rezultatelor foarte bune obținute la instalația continuă cu role, toate liniile noi de îmbunătățire se prevăd cu acest agregat de călire (Yawata — Kimitsu, Nippon Kokan — Fukuyama, Fuji — Nagoya, Kobe — Kakogawa, Sumitomo, Gary — inst. nr. 2, Baytown).

Linii de tratament termic

Cuptoarele de normalizare pot fi amplasate în fluxul principal al laminorului, în fluxul secundar (cu încărcare caldă sau caldă și rece), la capătul ajustajului sau în afară de flux.

În cazul amplasării în fluxul principal, cuptorul este așezat între caja și patul de răcire, în calea cu role de evacuare, Deși această soluție este cea mai ieftină, ea nu se aplică la laminoarele moderne din cauza lipsei de elasticitate în exploatare (toate tablele trebuie să treacă prin cuptor și orice întîrziere sau defecțiune provoacă oprirea laminorului).

Amplasarea cuptorului în flux secundar, între caja și patul de răcire, cu încărcarea tablelor numai în stare caldă, are avantajul unei productivități ridicate, a unui consum redus de combustibil, al evitării unor manipulări suplimentare, precum și al utilizării aceluiași ajustaj pentru toate tablele. În același timp însă, este necesară coordonarea productivității cuptorului cu cea a liniei de laminare. Astfel, după cum rezultă din figura 5, productivitatea cuptorului de normali-

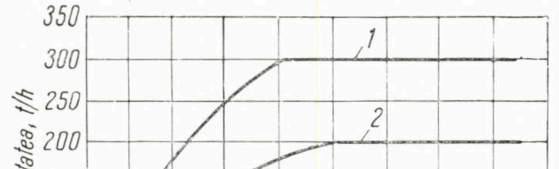


Fig. 5. Productivitatea liniei de laminare și a cuptorului de normalizare în funcție de grosimea tablei de 2 000 mm lățime:

1 — linia de laminare 2 caje; *2* — linia de laminare 1 caje; *3* — cuptor de normalizare (90 m, 400 kg/m^2h).

zare nu depinde de grosimea tablelor și este de circa 70 t/h la un cuptor de 90 m lungime și table de 2 m lățime ; în schimb, productivitatea liniei de laminare pentru table de 6—40 mm grosime variază de la 100 la 300 t/h, la un laminor cu două caje, și de la 60 la 200 t/h, la un laminor cu o singură cajă (productivitățile maxime sînt limitate de cuptoarele cu propulsie). Din această cauză la programare trebuie să se țină seamă de laminarea combinată a tablelor tratate și netratate, astfel ca să se utilizeze din plin atît capacitatea laminorului, cît și cea a cuptorului de normalizare. În cazul încărcării tablelor în stare caldă este necesară asigurarea unei temperaturi de încărcare inferioară punctului Ar_1, astfel ca structura să fie lipsită de austenită reziduală. Asigurarea temperaturii optime se obține prin stropirea tablei cu apă înainte de încărcare în cuptor, timpul de stropire fiind funcție de grosimea și temperatura tablei la sfîrșitul laminării. Ținînd seamă că temperatura trebuie coborîtă sub Ar_1 pe toată secțiunea, tablele mai groase vor fi mai reci la suprafață decît cele subțiri. De aici rezultă dificultatea determinării temperaturii medii a tablelor și, în consecință, a timpului de încălzire.

Încărcarea tablelor în cuptor exclusiv în stare caldă, în flux principal sau secundar, se folosea în trecut în special pentru normalizarea și recoacerea tablelor de grosime mai mică, pentru a elimina ecruisarea produsă la temperatura scăzută de la sfîrșitul laminării (Lukens-lam. 3 050 mm, Armco-lam. 3 300 mm, Ijmuiden, Salzgitter, Oberhausen). Pentru a crea o elasticitate mai mare în programare, pentru a permite sortarea tablelor înainte de normalizare și efectuarea unor eventuale retratări, la laminoarele moderne — în cazul amplasării cuptorului în flux secundar — se prevede posibilitatea încărcării tablelor atît în stare caldă, cît și în stare rece.

În cazul în care cantitatea de tablă normalizată este relativ mică, cuptorul se amplasează la capătul ajustajului sau în afară de flux (în depozit), încărcarea făcîndu-se exclusiv în stare rece. Aceste soluții realizează productivități mai mici, necesită un consum mai mare de combustibil și manipulări suplimentare, au însă avantajul unei independențe totale față de linia de laminare, permițînd sortarea tablelor pe calități și dimensiuni înainte de normalizare.

În tabela 1 sînt centralizate caracteristicile cuptoarelor de normalizare de la laminoarele moderne de tablă groasă [4], [10]. Este de remarcat că în S.U.A. și Japonia laminoarele nu sînt prevăzute în general cu cuptoare de normalizare, ceea ce se explică pe de o parte prin faptul că liniile numeroase de îmbunătățire sînt folosite și pentru normalizare, iar pe de altă parte se folosesc mult oțeluri cu compoziție chimică complexă, livrate în stare laminată (COR-TEN, YAW-TEN) și se aplică deseori laminarea controlată (Gadsden, Burns Harbor).

În cazurile în care programul de fabricație cuprinde pe lîngă table normalizate și table îmbunătățite, cuptorul de normalizare poate fi folosit și pentru călire și revenire, montîndu-se o instalație de călire după el. Această soluție se aplică însă numai în cazurile în care tablele îmbunătățite sînt în cantitate redusă și nu justifică instalarea unei linii continue de îmbunătățire, deoarece folosirea aceluiași cuptor pentru toate tratamentele, pe lîngă productivitate mai mică și manipulări suplimentare, are următoarele dezavantaje : precizie mai mică a temperaturii, datorită gamei mai largi de temperaturi și variației frecvente a regimului termic ; pericolul fisurării tablelor dacă revenirea se face la o perioadă mai îndelungată de la călire.

O instalație caracteristică este linia de tratament termic de la Galați (fig. 6), proiectată în special pentru normalizare. Cuptorul cu role, avînd 94 m lungime și 3,6 m lățime, poate trata termic table de 4—40 mm grosime, 800—3 150 mm lățime și 2—31 m lungime (la călire lungimea maximă este de 15 m), avînd o productivitate maximă (pentru table de 10 × × 3 000 mm la un coeficient de utilizare a lungimii vetrei de 0,9) de 59 t/h la încărcare rece și 118 t/h la încărcare caldă (550 — 600°C). Cuptorul are regim continuu și oscilant și cuprinde 170 role Ø 360 × 3 460 mm, pasul = 560 mm, din oțel refractar cu 25% Cr și 20% Ni, grupate în șase secțiuni de acționare: primele cinci au o viteză de 1,2—24 m/min la regim continuu și 1,2 m/min la regim oscilant, iar secțiunea șase are două game de viteze (1,2—24 și 3—60 m/min) pentru a permite evacuarea rapidă a tablelor la max. 60 m/min (evacuarea rapidă la normalizare se face cu o viteză de 24 m/min). Cuptorul este încălzit cu gaz metan (8 500 kcal/Nm^3) sau bigaz (2 000 kcal/Nm^3) prin 246 arzătoare împărțite în nouă zone de reglare termică și avînd o capacitate calorică totală de 27,3 × 10^6 kcal/h. Cuptorul este prevăzut cu recuperator metalic pentru preîncălzirea aerului la maximum 450°C, are o temperatură maximă de încălzire de 930°C și un consum specific nominal de combustibil de 160 000 kcal/t la încărcare caldă și de 300 000 kcal/t la încărcare rece.

Tablele care urmează să fie normalizate, după laminare și șutare la cald sînt răcite la o instalație de stropire pînă la temperatura optimă de încărcare în cuptor. În continuare sînt trecute printr-un transportor transversal pe calea cu role de încărcare în cuptor, iar după normalizare sînt stropite pentru a le răci pînă la temperatura optimă de îndreptare, îndreptate la o mașină cu 11 role (4—28 mm grosime, max. 3 200 mm lățime, 24—70 m/min) și reintroduse în fluxul principal prin paturile de răcire. Pentru a crea o elasticitate ridicată, tablele pot fi încărcate în cuptor și în stare rece (prin intermediul unui transportor de alimentare din depozit) și pot fi evacuate printr-un pat suplimentar de răcire direct pe calea cu role de stivuire.

Prin montarea după cuptor a unei prese, linia de normalizare poate fi folosită și pentru călirea tablelor de (4—40) × × (800 — 3 150) × (2 000 — 15 000) mm, max. 14,5 t, urmînd ca revenirea să se facă în același cuptor. Presa are o forță de strîngere de 125 tf, se compune din două elemente de cîte 7,5 m lungime, debitul de apă fiind de 64,3 l/min la o presiune de 5—3,5 at. Este prevăzut ca ulterior presa să fie mutată la o linie continuă de îmbunătățire, montată separat, iar cuptorul actual să fie folosit numai pentru normalizare.

Liniile continue de îmbunătățire cuprind în principal un cuptor cu role pentru încălzire în vederea călirii, o instalație de călire (presă sau instalație cu role) și un cuptor cu role pentru revenire. Liniile de îmbunătățire sînt alimentate cu table în stare rece (cu excepția instalației de la Fuji-Hirohata care poate fi alimentată și cu table calde direct de la linia de laminare) și sînt amplasate în afară de flux pentru a permite sortarea tablelor înainte de tratament și o independență totală față de laminor. Dimensiunile cuptoarelor se aleg astfel încît să asigure aceeași productivitate ; ținînd seamă de timpii diferiți de încălzire, raportul dintre lungimea cuptorului de călire și cea a cuptorului de revenire este în general de 0,70 — 0,85. Pentru a crea o elasticitate ridicată, liniile de îmbunătățire servesc și pentru normalizare, care se efectuează de obicei în cuptorul de călire (mai rar și în cuptorul de revenire).

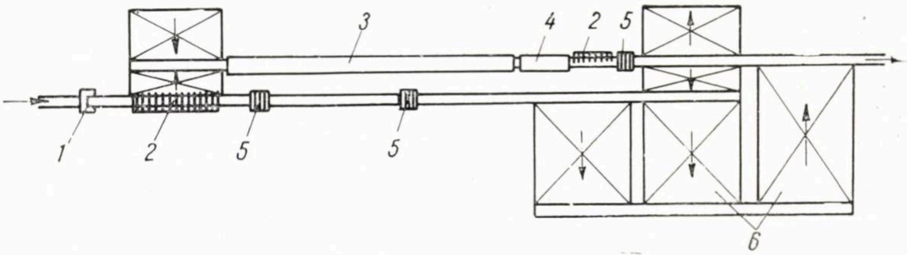


Fig. 6. Instalația de tratament termic de la Combinatul siderurgic — Galați :
1 — foarfece de șutare și divizare la cald ; *2* — instalație de stropire ; *3* — cuptor cu role ; *4* — presă de călire ; *5* — mașină de îndreptat ; *6* — pat de răcire.

Cuptoare de normalizare cu role *Tabela 1*

Uzina, localitatea, țara	Anul punerii în funcțiune	Dimensiunile tablelor			Lungimea cuptorului, m	Diametrul rolelor, mm	Pasul rolelor, mm	Viteza rolelor, m/min	Temperatura maximă, °C	Numărul zonelor de reglare	Capacitatea calorică maximă, 10^6 kcal/h	Regim de lucru [a)]	Amplasament [b)]	Productivitatea maximă, t/h	
		Grosimea, mm	Lățimea maximă, mm	Lungimea, m										Încărcare rece	Încărcare caldă
Salzgitter—Salzgitter (R.F.G.)	1954	3—10	3 000	max. 18	36							c	II	—	
Lorraine Escaut-Longwy (Franța)	1955	max. 40	3 000		45			0,6—18				c	IV		—
Rheinstahl—Hattingen (R.F.G.)	1956	8—40	3 000	max. 18	40	280	480		930				III	26	45(500°C)
Oberhausen—Oberhausen (R.F.G.)	1957	5—20	3 100	max. 30	60+10(zonă răcire)			3—20	1 000	4		c+o	I	—	100(700°C) 84(550°C) 36(400°C)
Klöckner—Bremen (R.F.G.)	1958	max. 35	3 300	max. 15	41,5	335	500	0,6—6		4		c	V	30	—
South Durham-West Hartlepool (Anglia) —Nr. 1	1960	max. 40	3 350	max. 20	67,1								III		
Hindustan—Rourkela (India)	1961	max. 38	2 950	max. 15	45								IV	25 coeficient utilizare 0,6	—
USINOR—Dunkerque (Franța)—Nr. 1	1962	4—40	3 400	2—18	30	285	500	0,3—6	950	3	10,5	c	V	18	—
USINOR—Dunkerque (Franța)—Nr. 2	1962	12—100	4 000	2—15	20	500	650		950	3	10,0	o	V	10(medie)	—
Mannesmann—Huckingen (R.F.G.)	1962	max. 40	3 000	max. 25	92 (din care 14 zonă răcire)	360		0,5—10 încălzire 0,5—15 scoatere 1,25—15 răcire	980	10		c	III	30	60
Bethlehem-Sparraws Point (S.U.A.)[c)]	1963	4,75—101,6	3 850	max. 14,3	16,3				1 000		9,1	o	V	9,5	—
Dorman Long-Lackenby (Anglia)	1965	max. 76,2	1 830	max. 46	48,5				970	6			III	24	29,5 (400°C)
C.S.G.—Galați (România)[d)]	1966	4—40	3 150	2—31	94,0	360	560	1,2-24 regim continuu 1,2 regim oscilant max. 60 scoatere	930	9	27,3	c+o	III	59	118 (550—600°C)
Skopje (Iugoslavia)	1967	7—40	3 000	max. 15	49,0								V		—
Rautaruukki—Raahe (Finlanda)	1967	5—40	3 600	max. 30	79,2			0,5—10	930	12			II	—	100
South Durham-West Hartlepool (Anglia)—Nr. 2	1969	max. 40	3 350		82,3	320	585			10			III		

Obs.: *a*) c — continuu; o — oscilant. *b*) I — în flux principal, cu încărcare caldă; II — în flux secundar, cu încărcare caldă; III — în flux secundar, cu încărcare caldă și rece; IV — la capătul ajustajului, cu încărcare rece; V — în afară de flux, cu încărcare rece. *c*) În viitor se va monta o instalație de călire după cuptor. *d*) După cuptor este o presă de călire pentru table de max. 40 mm gros., max. 3 150 mm lățime și max. 15 m lungime, avînd un debit de apă de 64,3 m^3/min la max. 5 at, și o forță de presare de 125 tf. Cuptorul servește pentru normalizare, călire și revenire.

Linii de tratament termic

Tabela 2

Uzina, localitatea, țara	Anul punerii în funcțiune	Dimensiunile tablelor			Cuptor de călire							Presa de călire			Cuptor de revenire						
		Grosimea, mm	Lățimea maximă, mm	Lungimea maximă, m	Lungimea, m	Temperatura, °C	Capacitatea calorică maximă, 10⁶ kcal/h	Nr. zonelor de reglare	Productivitatea max., t/h			Debitul maxim de apă, m³/min	Presiunea apei, at	Forța de presare, tf	Lungimea, m	Temperatura, °C	Capacitatea calorică maximă, 10⁶ kcal/h	Nr. zonelor de reglare	Product. max. t/h		
									Călire	Revenire	Normalizare								Călire	Revenire	Normalizare
Lukens-Coatesville (S.U.A.)	1955	4,75—76,2	4 360	12,2 călire 14,8 normalizare	44,3	400—900	14,2	7	20,8	—	28,5	90,7	4,3	2 250	61,0	400—900	16,6	9	—	24,5	43,5
U.S.S.C.-Homestead (S.U.A.). Nr. 1	1957	max.50,8	3 960	13.7	43,4	675—900	16,2	6	19,0	—	22,5	83,2	5,6	2 250	49,0	400—675	15,1	10	—	19,0	—
Nippon Kokan-Tsurumi (Japonia)	1959/ /61[a]	max. 60,3	3 200 călire 3 000 revenire	13,1	15,9	max. 950			7,7	—	9,0	69,9		900	15,9	675—900	6,8	3	7,2	6,1	8,6
Yawata-Yawata (Japonia)	1960	max. 76.2	3 600	15.3	49,8	max. 950	17,2	10	20,8	17,8	20,8	75,6			56,3	max. 950	33,5	12	—	21,7	28,1
Consett-Hownsgill (Anglia)	1960	4,75—50,8	3 200	13,7	45,0	max. 950		6	2 500—3 000 t/săpt. (călire și normaliz.)			79,4	7,0	800	Revenirea se face în cuptoare cameră						
U.S.C.C.-Homestead (S.U.A.). Nr. 2	1961	max. 50,8	3 960	13,7	43,4	675—950	16,2	11	27,0	—	31,5	83,2		90	49,0	400—740	16,5	12	—	26,0	—
Armco-Houston (S.U.A.)	1961	6.35—50.8	3 960	13,7	41,5	675—950	16,2	7	14,0	—	22,7	90.7		900	47,0	200—740	20,5	10	—	15,4	—
Fuji-Hirohata (Japonia)	1961[b]	max. 50,8	3 600	15,3	44,3	max. 900	17,2	6	19,5	16,8	23,5	74,8		900	55,0			10			
Phoenix-Claymont (S.U.A.)	1962	4.75—50,8	3 960	13,7	30,5	400—950		6			22,5	90,7		90	Revenirea se face în cuptorul de călire și normalizare						
Oberhausen-Oberhausen (R.F.G.)	1962[b]	max. 60	4 000	15,3	64,0			14	32,0	27,0	48,0	90,7		1 000							
Kawasaki-Chiba (Japonia)	1963	max. 50,8	3 900	13,1								83,2									
U.S.S.C.-Gary (S.U.A.).Nr. 1	1964	4,75—76.2	5 080	15.3	47,0	750—1 000	25,0	8	32,4	—	32,4	151,2	2,1	90	63,5	285—760	24,0	14	—	38,6	—
Colvilles-Clydebridge (Anglia)	1964	12,7—76,2	3 350	18,3	25,0	850—960						60,5			19,3	450—760			—		—
Italsider-Campi (Italia)	1964[b]	max. 50	3 600	13,1	30,0	450—950		6				83,2	4,0	900	45,8	max. 900		6			
Sumitomo-Wakayama (Japonia). Nr.1	1965	6—50	4 100	18,0	31,0	400—1 000	14,0	6			21,0										—
Bethlehem-Burns Harbor (S.U.A.)	1966	max.101,6	3 960	15,3	54,9	max. 1 000		10				60,3 170,0	8,8 3,5	100[c]	73,2	max. 760					
Sumitomo-Wakayama (Japonia). Nr.2	1967	max. 50	3 000	18,0	47,1	500—1 200		10					10 3,5	60[c]	Revenirea se face în cuptorul de revenire de la linia Nr. 1						

Obs.: *a)* Presa și cuptorul de călire au fost montate în 1961; *b)* Cuptorul de revenire s-a construit ulterior; *c)* Dispozitiv continuu de călire cu role.

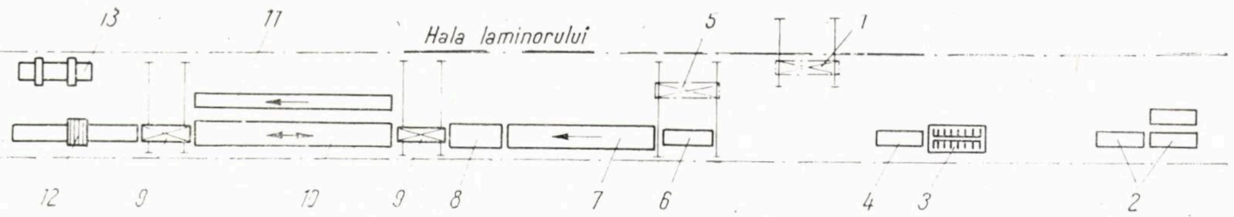


Fig. 7. Instalația de tratament termic de la Gary:

1 – macara portală; *2* – clopote pentru răcire lentă; *3* – răsturnător de table; *4* – masă de control; *5* – macara portală de alimentare; *6* – cale cu role de încărcare; *7* – cuptor de călire și normalizare; *8* – presă de călire; *9* – cărucior transbordor; *10* – cuptor de revenire; *11* – cale cu role de ocolire și răcire; *12* – mașină de îndreptat; *13* – masă de marcare, trasare și tăiere a probelor.

În tabela 2 sînt centralizate caracteristicile liniilor de îmbunătățire de la laminoarele de tablă groasă [2], [5], [8], [9], [10], [11], [12], [13], [14].

În figura 7 este arătată schema instalației de tratament termic a laminorului de 160/210" (4064/5234 mm) de la USSC-Gary (S.U.A.) construită pentru table de 4,75–76,2 mm grosime, max. 5 080 mm lățime și max. 15, 3 mm lungime [12]. Tablele cu grosimea de peste 25,4 mm sînt scoase în general calde din fluxul principal de laminare (după îndreptare), aduse în hala de tratament termic cu ajutorul unei macarale portale și introduse sub clopote neîncălzite pentru răcire lentă în vederea evitării fulgilor, iar după aceea sînt controlate, curățate și marcate. Tablele cu grosimea de pînă la 25,4 mm sînt scoase din fluxul principal de laminare după răcire, control, marcare, șutare și divizare, și trecute în hala de tratament cu o macara portală comandată de la distanță, iar în continuare sînt din nou controlate și marcate probele. Tablele sortate sînt depuse pe calea cu role de alimentare a liniei de îmbunătățire cu ajutorul unei macarale portale.

Cuptorul de călire și normalizare are o lungime utilă de 47,0 m, o gamă de temperaturi de 750–1 100°C, o capacitate calorică maximă de 25 × 10^6 kcal/h, opt zone de reglare termică și o productivitate maximă de 20,7 t/h la regim continuu, respectiv de 32,4 t/h la regim oscilant. Datorită lungimii mari, rolele acestui cuptor sînt răcite cu apă. Presa de călire are o suprafață utilă de 16,2 × 5,2 m, o deschidere maximă de 456 mm, o presiune a plăcii superioare de 90 tf și un debit de apă de 151 m^3/min la 2,1 at. Cuptorul de revenire are o lungime utilă de 63,5 m, o gamă de temperaturi de 285 – 750°C, o capacitate calorică maximă de 24 × 10^6 kcal/h, 14 zone de reglare termică și o productivitate maximă de 31,6 t/h la regim continuu, respectiv de 38,6 t/h la regim oscilant. Ambele cuptoare sînt încălzite cu gaz metan. Între presa de călire și cuptorul de revenire, respectiv după cuptorul de revenire, este cîte un cărucior transbordor, iar paralel cu cuptorul de revenire este o cale cu role de ocolire și răcire. Cuptorul de revenire fiind reversibil, tablele pot fi răcite la presă și după revenire în scopul eliminării fragilității de revenire. În cazul normalizării (în cuptorul de călire), tablele trec prin presă fără ca aceasta să funcționeze și sînt răcite pe calea cu role de ocolire. Linia de îmbunătățire este condusă de la un singur post de comandă, amplasat între presă și cuptorul de revenire, supravegherea procesului tehnologic fiind ușurată de camerele de televiziune, amplasate la intrarea în ambele cuptoare și la ieșirea din cuptorul de revenire. La capătul liniei de îmbunătățire este o mașină de îndreptat cu nouă role pentru table de 4,75 — 19,1 mm grosime și max. 5080 mm lățime, cu șirul superior de role oscilant longitudinal și transversal și la care se fac una sau mai multe treceri pentru îndreptarea tablelor normalizate sau revenite (dacă este nevoie). Tablele tratate sînt marcate, trasate și se taie probele, iar după primirea rezultatelor de laborator, sînt reintroduse în fluxul laminorului pentru tăiere la dimensiuni finale.

La această instalație se pot efectua următoarele feluri de tratament termic: călire, călire și revenire, normalizare, normalizare și revenire, dublă normalizare și revenire, recoacere, detensionare. Pe lîngă oțeluri cu rezistență ridicată (în special mărcile T–1, T–1 A și T–1 B), se tratează termic oțeluri cu 9% Ni (tenacitate ridicată la –196°C), precum și table de blindaje.

În prezent, secția de tratament termic se completează cu o a doua linie de îmbunătățire, prevăzută cu instalație de călire cu role.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lederer A. *Tratamentul termic al tablelor groase din oțeluri sudabile și cu rezistență ridicată* (I). Metalurgia, nr. 12, 1969, p. 636–642.

[2] Willis N. K. *Continuous heat-treatment of steel plate.* Iron and Steel Engineer, nr. 4, 1962.

[3] Stroman G. L. și Montgomery D. *Heat-treatment of low-alloy plate.* Iron and Steel Engineer, nr. 3, 1964.

[4] Strähuber H. F. *Strahlrohrbeheizter Rollenherdofen zum Normalisieren von Grobblechen.* Klepzig Fachberichte, nr. 1, 1966.

[5] Swain J. A. *Pressure quench at Consett plate mill.* Iron & Steel, sept., 1961.

[6] Fayles R. R. *Making and treating alloy steel plates.* AISI Reg. techn. meet., nov., 1958.

[7] Paximadi S. *Trattamenti termici di normalizzazione, tempra e rinvenimento su lamiere di grandi dimensioni.* Referat prezentat la sesiunea FAST din martie 1967.

[8] Pastorino G. și Rossi G. *Moderni orientamenti nel trattamento termico delle lamiere in acciaio speciale.* Referat prezentat la sesiunea FAST din martie 1967.

[9] * * **Informații privind instalația de călire cu role de la Burns Harbor.* Iron and Steel Engineer, nr. 10, 1965; nr. 12, 1966; nr. 3, 1968.

[10] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor și a benzilor.* București, Editura tehnică, 1963.

[11] Neuhaus W., Dick W. și Degenkolbe J. *Einige Erfahrungen bei der Herstellung vergüteter Grobbleche aus hochfesten, schweissbaren Baustählen.* Neue Hütte, nr. 1, 1965.

[12] * * **The making, shaping and treating of steel.* Ed. 8, United States Steel Corporation. Pittsburgh, 1964.

[13] Drever H. și Willis N. K. *Continuous normalising and heat-treating equipment for steel plate.* Iron and Steel Engineer, nr. 6, 1957.

[14] Staines D. N. și Cleathero B. *Quenched and tempered steel plates and processing equipment.* Heat-treatment of metals. Special Report 95. The Iron and Steel Institute, Londra, 1966.

Arderea carbonului în procesul de aglomerare

Ing. A. URSEANU
Combinatul siderurgic — Reșița

CZ 622.785 : 536.46 : 661. 71

Sinterizarea amestecului are loc în condițiile unei temperaturi ridicate, obținute ca rezultat al arderii cocsului mărunt, uniform distribuit în toată masa de minereu.

Amorsarea arderii cocsului din stratul superior, numită și aprinderea șarjei, se poate realiza cu orice fel de combustibil.

Temperatura cuptorului de aprindere se consideră normală la 1 200—1 300°C. Începutul arderii cocsului în stratul superior al amestecului se deosebește esențial de arderea lui în zonele ulterioare, datorită atît condițiilor diferite de pregătire, cît și atmosferei în care are loc aprinderea.

În stratul superior aerul intră rece, și din această cauză la suprafață nu se dezvoltă temperatura necesară pentru obținerea unui aglomerat bine sinterizat. În straturile din adîncime aerul intră încălzit, deoarece traversează straturile superioare fierbinți; efectul arderii va crește, favorizînd procesul de sinterizare.

După aprinderea amestecului, se continuă procesul de ardere a cocsului, dezvoltîndu-se pe verticală de sus în jos către grătarele cărucioarelor. În același timp, mașina de aglomerare se deplasează și zona de ardere primește o alură înclinată (fig. 1).

Sub zona de ardere începe procesul de pregătire a condițiilor de ardere și uscarea amestecului de șarjă.

Variația temperaturii în secțiunea verticală a stratului este strîns legată de fenomenul arderii combustibilului solid în amestec. Înălțimea zonei de ardere depinde de caracteristicile granulometrice ale combustibilului. Arderea combustibililor în cuptoare obișnuite are loc cu formarea unei flăcări caracteristice, în timp ce în procesul de aglomerare arderea are loc fără flacără.

Avantajul principal al arderii fără flacără constă în aceea că se realizează viteze și temperaturi înalte de ardere, datorită amestecului preliminar de aer și gaze fierbinți, în prezența unor materiale solide care au rol de catalizator.

Autoregenerarea căldurii de ardere a combustibilului în stratul de aglomerare este una din particularitățile de bază ale acestui proces. Gazele de ardere fierbinți lasă o bună parte din căldură în zona sinterizată pe care o străbat, iar căldura rămasă în zona sinterizată (în aglomerat) este redată în cea mai mare parte aerului rece absorbit.

Mașina de aglomerare fiind alimentată în mod continuu din partea superioară, cantitatea totală de carbon care se va arde în unitatea de timp va depinde de granulația combustibilului, de felul combustibilului, de cantitatea de aer (oxigen) care participă la reacție, de cantitatea de combustibil etc.

În locul bucăților arse prin deplasarea zonei de ardere, apar mereu bucăți noi de combustibil. Aceste bucăți restabilesc în mod continuu mărimea suprafeței de reacție, menținînd-o aproximativ la același nivel. În aceste condiții zona de ardere devine limitată, caracterizîndu-se printr-un volum constant. Cantitatea de carbon arsă în unitatea de timp este constantă și depinde în cea mai mare măsură de cantitatea de aer (oxigen) absorbit prin stratul de amestec supus sinterizării.

În cazul utilizării unui combustibil cu o proporție variabilă (1—10%) a fracției de 3—5 mm, arderea bucăților separate de combustibil este valabilă și pentru o anumită cantitate constantă de oxigen introdusă în stratul de combustibil. Variația celorlalți factori nu determină variația cantității de carbon arsă în unitate de timp, ci numai modificarea volumului, respectiv înălțimea zonei de ardere care devine mai mare.

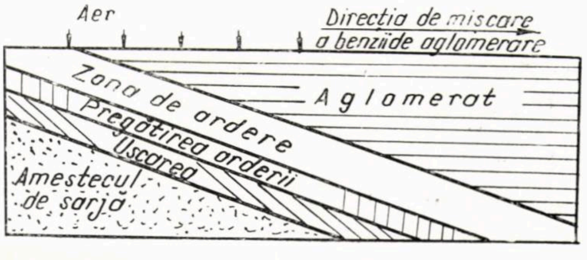


Fig. 1.

Ridicarea temperaturii accelerează procesul de ardere, întrucît fiecare particulă de cocs utilizează mai intens oxigenul din curentul gazos.

Datorită acestei cauze, o dată cu creșterea temperaturii din zona de ardere, oxigenul se consumă mai repede iar zona de ardere se reduce. Invers, prin coborîrea temperaturii, volumul zonei de ardere va crește.

Viteza curentului gazos poate sta în raporturi diferite cu volumul zonei de ardere. În cazul în care viteza de ardere este direct proporțională cu viteza curentului gazos, volumul zonei de ardere nu depinde de viteza aerului absorbit prin stratul de combustibil. Dacă viteza aerului absorbit crește de n ori (prin mărirea gazopermeabilității sau prin coborîrea stratului) viteza de ardere a carbonului va crește de asemenea de n ori, iar reacțiile se vor produce într-un volum neschimbat.

Prin creșterea cantității de aer absorbit prin stratul de material, respectiv prin zona de ardere, influența acestui factor descrește de la un anumit nivel.

Viteza de ardere va crește mai încet decît viteza curentului gazos, ceea ce va atrage după sine modificarea volumului zonei de ardere.

Utilizarea unui combustibil care are un grad de porozitate mai ridicat (de exemplu cocsul metalurgic comparativ cu antracitul) va duce la reducerea zonei de ardere. Combustibilul mai poros asigură aceeași suprafață de reacție, dar într-un volum mai redus. În procesul de aglomerare, suprafața de reacție din zona de ardere depinde aproape exclusiv de suprafața exterioară. Rezultă că volumul zonei de ardere depinde de granulația combustibilului utilizat. Particulele mici de cocs (în cazul realizării unei granulații de 0 — 3 mm) asigură pentru unul și același volum o suprafață exterioară sau de contact mai mare. De aceea, pentru o cantitate de gaze constant absorbită, zona de ardere devine mai concentrată.

În stratul supus sinterizării arderea cocsului se produce prin reacții eterogene între faza gazoasă și cea solidă. În acest caz, procesul se petrece în exces de aer, iar arderea carbonului din cocs este completă și conform reacției :

$$C + O_2 = CO_2$$

La formarea acestei reacții se va obține o energie calorică maximă. Contactul dintre faza gazoasă și carbonul din combustibil se produce în primul rînd la suprafața exterioară a bucăților unde se dezvoltă reacțiile de ardere (formarea CO din oxigenul aerului și din C_{fix} al combustibilului).

În cazul în care oxigenul traversează suprafața exterioară a particulelor de combustibil cu o viteză mai mare, astfel încît în reacția chimică carbonul se consumă în întregime iar o parte din oxigen se infiltrează prin pori în straturile interioare ale bucăților de combustibil, în reacția chimică va interveni și suprafața porilor. Adîncimea de extindere a zonei de reacție de la suprafața exterioară spre centrul bucăților va depinde de raportul dintre viteza de reacție și viteza de difuzie a oxigenului din aer în materia poroasă a combustibilului.

Practic, procesul de ardere a combustibilului solid se caracterizează prin dezvoltarea reacțiilor chimice la suprafața exterioară a combustibilului sau, în orice caz, printr-un strat foarte subțire, situat în imediata apropiere a suprafeței exterioare.

Datorită acestor cauze se acordă o importanța deosebită realizării unei granulații de la 0 la 3 mm în proporție de 100 %, a cocsului care se utilizează în procesul de aglomerare. Rezultatul arderii constă în existența temperaturilor înalte care se formează în zona de reacție. La aceste temperaturi viteza reacțiilor chimice devine foarte intensă în comparație cu viteza de difuziune a oxigenului. Rezultă că oxigenul se va consuma repede, iar presiunea sa parțială va atinge valoarea zero. Zona de reacție se extinde în interiorul bucății de combustibil într-un grad foarte redus. Porozitatea redusă a combustibilului intensifică această caracteristică a procesului.

La temperaturi relativ scăzute, reacția dintre oxigen și carbonul din combustibil se poate extinde într-un volum mai mare sau mai mic al bucății de combustibil. Un asemenea proces este, de exemplu, oxidarea lentă a carbonului la o temperatură sub 700°C.

Arderea particulelor de cocs consumă în întregime substanța solidă care formează acea particulă. Substanța organică se gazeifică.

Adaosurile minerale și cenușa se pun în libertate, fiind eliminate prin topire etc. Deci, în procesul de ardere, zona de reacție se deplasează în jos, iar unde înainte era această zonă nu mai rămîne combustibil ; produsul supus procesului de sinterizare se va caracteriza printr-un grad mai mare sau mai mic de porozitate (depinde și de cantitatea de combustibil introdus în amestecul de șarjă). Zona unde a avut loc arderea se află în permanență în contact cu mediul gazos.

Dimensiunile bucăților de combustibil (0—3 mm) vor descrește pînă la dispariția lor. Practic, s-a putut constata că porozitatea combustibilului influențează sensibil mersul procesului de ardere. De aceea, diferitele sorturi de combustibil, care diferă în ceea ce privește porozitatea lor (cocsul de cărbune cu porozitatea de 50—55 % și antracitul practic lipsit de pori) se comportă în mod diferit în procesul de aglomerare.

Un alt factor important în procesul arderii cocsului pe bandă îl are reactivitatea combustibilului. Din cercetările făcute s-a putut constata că, în cazul utilizării unui combustibil cu reactivitate mare, este necesar să se mărească înălțimea stratului supus sinterizării și invers (de exemplu, cocsul de fluidizare are o reactivitate de 95—100).

Acest fapt duce și la un consum mărit de combustibil, avînd în vedere că procesul de ardere are loc cu viteze mari, iar căldura de ardere, adică raportul CO : CO_2 din gazele arse prezintă valori mai mari decît în cazul cocsului metalurgic.

După metodele cunoscute : Koppers, internațională și în bucăți, reactivitatea $R = \dfrac{CO \cdot 100}{CO_2 + 1/2\ CO}$ a unui cocs depinde de materia primă utilizată și de finețea microstructurii. Numărul mare de pori fini prezintă o suprafață de contact mărită pentru bioxidul de carbon, ceea ce duce, la aceeași temperatură, la un consum mai mare de material care va intra în reacție, deci la o reactivitatea mai mare. Între reactivitate și porozitate există o legătură care este influențată de natura materiei prime. Un cocs foarte reactiv nu trebuie să aibă și o porozitate ridicată.

Reacțiile chimice și mecanismul de ardere a carbonului. Procesul de ardere are la bază următoarele reacții chimice :

$$C + 1/2\ O_2 = CO \qquad (1)\ \text{(ardere incompletă)}$$

sau pentru 1 moleculă de oxigen :

$$2\ C + O_2 = 2\ CO + 53\,140 \qquad (1')$$

$$C + O_2 = CO_2 + 94\,220 \qquad (2)\ \text{(ardere completă)}$$

$$CO + 1/2\ O_2 = CO_2 \qquad (3)\ \text{(reacția de terminare a arderii)}$$

sau, pentru 1 moleculă de oxigen :

$$\begin{array}{rl} 2\ CO + O_2 = 2\,CO_2 + 135\,300 & (3') \\ \hline 2\ CO = CO_2 + C + 41\,080 & (4) \end{array}$$

Cu studierea reacției (4) s-au ocupat Lothian Belle, în anul 1871 și O. Boudouard, în 1901, care au publicat date cu privire la echilibrul acesteia, reacția fiind numită Belle — Boudouard.

Procesul de ardere a carbonului se petrece într-o zonă destul de mare, unde cocsul poate fi în cantități variabile.

Zona de ardere se va putea împărți în următoarele subzone :

$$\begin{array}{r|c|l} \cline{2-2} \text{zona 1} & C + O_2 = CO_2 & \\ & (CO + 1/2\,O_2 = CO_2) & \\ \cline{2-2} \text{zona 2} & C + 1/2\,O_2 = CO & (3) \\ \cdashline{2-2} \text{zona 2 a} & CO_2 + C = 2\ CO & (4) \\ \cline{2-2} \end{array}$$

În zona *1* arderea are loc într-un exces de oxigen ; carbonul reacționează cu oxigenul dînd CO_2. Pe măsură ce gazele înaintează în combustibilul aprins (zona de ardere *1*, *2*) conținutul de oxigen va scădea datorită faptului că o parte din el a reacționat cu carbonul, formînd CO_2. Oxigenul rămas în cantitate insuficientă va reacționa cu carbonul (din zona *2*), formînd CO după reacția (3).

Concomitent cu reacția (3), datorită absorbției gazelor de către exhaustor, și bioxidul de carbon din zona *1* va trece în zona *2*, după următoarea reacție :

$$CO_2 + C = 2\ CO.$$

În zona *2* se mai formează următoarea reacție : oxigenul care trece din zona *1* în zona *2*, pe lîngă faptul că reacționează cu carbonul din cocs, mai reacționează și cu CO format în prealabil.

$$CO + 1/2\ O_2 = CO_2.$$

Această reacție se poate considera ca reacție de terminare a arderii. Zona de ardere *2*, comparativ cu zona *1*, prezintă o înălțime relativ mică, fapt care explică și proporția redusă de CO care se găsește în gazele de ardere, comparativ cu CO_2. Din experimentările făcute la C.S.R. raportul :

$$\frac{CO}{CO_2} = \frac{0,3}{5,4}.$$

La temperaturi cuprinse între 700 și 800°C se produce aprinderea cocsului. În aceste condiții, rolul principal îl are reacția dintre C și O_2 ($2\ C + O_2 = 2\ CO$).

Dacă reacția directă dintre C solid și O_2, la temperaturi mari, duce la formarea CO, atunci prezența oxigenului în faza gazoasă din zona oxidantă determină arderea CO și CO_2, după reacția :

$$2\ CO + O_2 = 2CO_2$$

Dacă granulația combustibilului prezintă variații mari, zona de ardere se va mări și CO_2 se va reduce în CO la finele

Zonei 2, datorită excesului de carbon şi temperaturilor ridicate.

Apare astfel zona 2*a*, o zonă de reducere, care probabil are loc numai în anumite condiţii (granulaţie necorespunzătoare, exces de carbon, temperaturi ridicate, producerea aglomeratului autofondant etc.) şi care prezintă o înălţime foarte mică. Reacţia care are loc este următoarea :

$$CO_2 + C = 2\ CO$$

În cazul în care stratul de aglomerat de pe maşina de aglomerare este mic (150—200 mm), rezistenţa pe care o va opune stratul curentului de aer absorbit va fi mai mică, deci cantităţi mai mari de oxigen vor reacţiona cu carbonul, consumîndu-se în reacţia :

$$C + O_2 = CO_2$$

Deci produsul de ardere va fi CO_2 iar CO va rezulta probabil în cantităţi mai mici decît în cazul în care stratul de aglomerat prezintă o înălţime mai mare (250—350 mm).

Carbonul cedează prin ardere o cantitate însemnată de căldură aglomeratului. Astfel, bilanţul termic al arderii carbonului din amestecul de şarjă se poate prezenta după cum urmează :

Din consumul specific de cocs — după buletinul de analize trebuie determinat conţinutul de C_{fix} pe tona de aglomerat (rezultat din combustibili şi din alte materii prime în a căror componenţă intră carbonul) :

$$\text{total kg } C_{fix}/\text{t aglom.} = K$$

Nu tot carbonul arde la CO_2 ; o parte va arde incomplet, numai pînă la CO. Proporţia de carbon care arde incomplet se deduce din analiza gazelor din colector.

În continuare se va acorda o atenţie deosebită granulaţiei combustibilului utilizat în procesul de aglomerare.

Variaţia granulaţiei combustibilului între 0,5—0 mm şi 6—0 mm duce la modificări importante în mersul procesului de sinterizare şi la modificarea calităţii aglomeratului.

Pe măsura înrăutăţirii granulaţiei cocsului mărunt creşte şi viteza medie de filtrare a aerului şi, în mod corespunzător, se măreşte şi viteza liniară de sinterizare şi productivitatea specifică a instalaţiei.

Pe măsura micşorării granulaţiei combustibilului, acest efect se atenuează simţitor. Astfel, la un cocs mărunt, cu o granulaţie de 1—0 mm, productivitatea este mai mare cu 35 % decît în cazul folosirii unui cocs mărunt cu granulaţia de 0,5—0 mm.

În cazul trecerii de la o granulaţie de 3—0 mm la o granulaţie de 6—0 mm creşterea productivităţii reprezintă numai 10,5 %.

La mărirea granulaţiei cocsului mărunt calitatea aglomeratului se înrăutăţeşte, se micşorează mărimea bucăţilor de aglomerat şi rezistenţa lui iar concomitent creşte conţinutul de FeO. Aceste variaţii sînt foarte mici în cazul măririi granulaţiei cocsului pînă la 3—0 mm şi se manifestă cel mai intens o dată cu creşterea granulaţiei cocsului la 6—0 mm.

Datele prezentate confirmă părerea că influenţa căldurii şi a temperaturii particulelor arzînd ale combustibilului asupra particulelor înconjurătoare de încărcătură este mai intensă cînd granulele de combustibil sînt mai mari, datorită faptului că în acest caz arderea acestora este mai mică ; această influenţă explică cauza creşterii vitezei liniare de sinterizare. Prezenţa unor supraîncălziri locale ale minereurilor, în sferele focarelor de ardere a particulelor mai mari de cocs, va duce la formarea unui aglomerat cu pori mai mari, ceea ce micşorează sensibil rezistenţa hidraulică a stratului de aglomerat format.

Experimental s-a stabilit că mărimea granulaţiei combustibilului (între 3 şi 0,5 mm) ridică temperatura în strat şi măreşte durata acţiunii termice a particulelor cuprinse de combustibil asupra particulelor de minereu, favorizînd extinderea fazei lichide şi a reacţiei de formare a faialitei. Rezistenţa maximă a aglomeratului s-a constatat la o granulaţie de 3—0 mm.

S-a constatat o scădere sensibilă a consumului de combustibil şi reducerea duratei procesului în cazul utilizării unui combustibil măcinat fin (sub 1—3 mm).

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobrovici D. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[2] Pisarev P. S. *Cu privire la problema combustibilului necesar fabricilor de aglomerare.* Stal, nr. 7, 1956.

[3] Schwabe Gunter şi Rellermeier H. *Prepararea aglomeratului şi proprietăţile sale.* Stahl und Eisen, nr. 6, 1964.

[4] Hohlov D. G. şi Miller V. I *Teoria şi practica fabricării aglomeratului autofondant.* Oţelul, nr. 6, 1955.

Influenţa presiunilor interioare şi a temperaturii asupra mantalei furnalului sau cauperului

Ing. I. VÎRCOLACU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti

CZ 669.102.213

Presiunile interioare şi temperatura din interiorul furnalului sau cauperului solicită intens mantaua acestor agregate, dînd naştere la tensiuni puternice în aceasta.

Avînd în vedere rolul important pe care-l are mantaua ca element de rezistenţă şi etanşare, lucrarea de faţă îşi propune prezentarea principalilor factori ce influenţează asupra comportării mantalei, relaţiile de calcul a tensiunilor ce lucrează în manta, cît şi relaţiile de verificare a grosimii virolelor din care este confecţionată mantaua.

Mantaua furnalului, confecţionată în general din virole de tablă, constituie organul de rezistenţă şi etanşare al furnalului, preluînd eforturile datorate presiunii gazelor, a încărcăturii şi a fontei lichide şi dilatarea zidăriei refractare. Mantaua furnalului are rolul, de asemenea, de a menţine integritatea zidăriei refractare împiedicînd dislocarea zidăriei ca urmare a dilatării.

Valoarea eforturilor datorită dilatării zidăriei depinde atît de aprecierea justă a rostului dintre zidărie şi elementele de răcire, cît şi de compresibilitatea materialului de umplutură al rostului. Dacă acest material de umplutură nu este capabil să preia eforturile datorită dilatării zidăriei, eforturile vor trebui compensate de comprimarea zidăriei şi de deformarea blindajului, rezultînd tensiuni puternice.

Caracteristica solicitării mantalei vetrei şi a creuzetului sînt eforturile circumferenţiale şi verticale variabile nu numai pe înălţime, ci şi pe circumferinţa blindajului, datorită neuniformităţii presiunii exercitate de către zidărie şi elementele de răcire.

La furnalele cu cuvă autoportantă, mantaua cuvei preia atît eforturile datorate presiunilor interioare şi dilatării zidăriei, cît şi eforturile datorate greutăţii dispozitivelor de încărcare, a conductelor de gaz brut şi a platformelor de lucru din partea superioară.

Calculul tensiunii circumferenţiale şi normale în mantaua metalică a furnalului şi a cauperului sub acţiunea temperaturii şi a presiunilor interioare

Aceste tensiuni se calculează cu relaţiile :

$$\sigma_c = (\sigma_{cp} + \sigma_{ct}) \frac{K_{pi}}{mK_M} \leqslant \sigma_a \qquad (1)$$

şi

$$\sigma_n = \left(\sigma_{np} + K_f \frac{\sigma_{cp} + \sigma_{ct}}{2} \frac{l}{r}\right) \frac{K_{pi}}{mK_M} \leqslant \sigma_a, \qquad (2)$$

în care :

σ_c este efortul unitar circumferenţial total, kgf/cm² ;
σ_{cp} — efortul unitar circumferenţial datorat presiunilor interioare (presiunea gazelor, presiunea datorită încărcăturii şi fontei lichide), kgf/cm² ;
σ_{ct} — efortul unitar circumferenţial datorat influenţei temperaturii asupra mantalei, kgf/cm² ;
K_{pi} — coeficientul care ţine seamă de presiunea gazelor din interiorul furnalului ($K = 0{,}8 - 1$) ;
m — coeficientul care ţine seamă de condiţiile de lucru ale furnalului ;
K_M — coeficientul care ţine seamă de raportul dintre tensiunile axiale.

Coeficientul K_M se calculează cu relaţia :

$$K_M = \frac{1}{\sqrt{1 - \eta + \eta^2}},$$

în care :

$\eta = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$ şi rezultă din diagrama prezentată în figura 1 ;

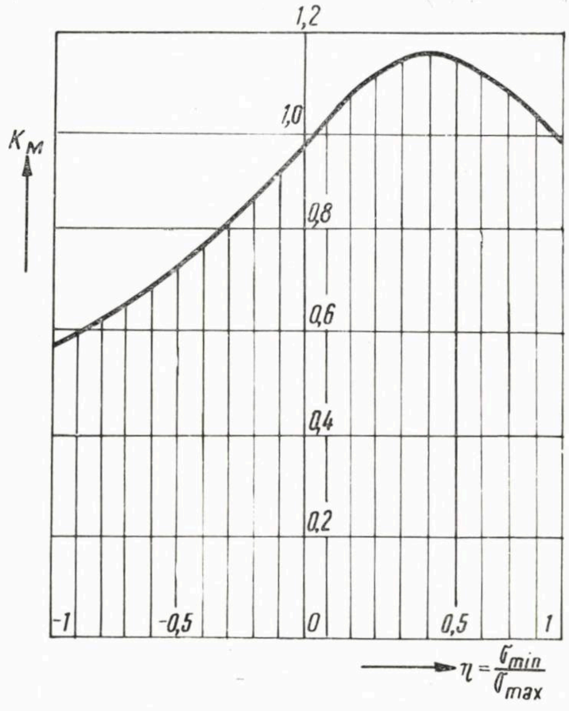


Fig. 1. Variaţia coeficientului K_M în funcţie de raportul tensiunilor axiale.

σ_n este efortul unitar normal total, kgf/cm² ;
σ_{np} — efortul unitar normal asupra mantalei, datorită presiunii interioare a gazelor, kgf/cm² ;
K_f — coeficientul de frecare, care depinde de proprietăţile materialului de umplere al rostului dintre zidărie şi manta ;
l — înălţimea zonei luată în considerare conform figurii 2 ;
r — raza mantalei, cm ;

σ_a este efortul unitar admisibil al materialului din care este confecţionată mantaua.

Calculul efortului unitar circumferenţial total, datorită presiunilor interioare

Presiunea interioară a gazelor, presiunea datorită încărcăturii furnalului şi presiunea datorită fontei lichide din creuzet dau mărimea efortului circumferenţial total conform relaţiei :

$$\sigma_{cp} = n \cdot \sigma_{cg} + n \cdot \sigma_{cî} + n \cdot \sigma_{cf}, \qquad (3)$$

în care :

n este coeficientul de încărcare (1,1 ; 1,2 ; 1,1) ;

σ_{cg} — efortul unitar circumferenţial, datorită presiunii gazelor, kgf/cm^2 ;

$\sigma_{cî}$ — efortul unitar, circumferenţial, datorită presiunii încărcăturii, kgf/cm^2 ;

σ_{cf} — efortul unitar circumferenţial, datorită presiunii fontei lichide, kgf/cm^2.

În perioada B, datorită uzurii zidăriei la cota I, va fi fontă, ca urmare a coborîrii nivelului fundului creuzetului, deci :

$$p_g = p_n ; \quad p_î = 0 ; \quad p_f = \gamma\,(h_1 + h_2) \cdot n,$$

în care :

γ este greutatea volumetrică a fontei, 0,0075 kgf/cm^3 ;

h_1 — distanţa dintre nivelul inferior al vetrei la nivelul axului orificiului de evacuare a fontei, cm ;

h_2 — distanţa de la nivelul gurilor de vînt la orificiul de evacuare a fontei, cm ;

p_{ng} — presiunea nominală a gazelor, kgf/cm^2.

Mărimea 0,0075 $(h_1 + h_2)$ reprezintă presiunea coloanei de fontă lichidă,

deci :

$$\sigma_{cp_I} = \sigma_{cg} \cdot n + \sigma_{cf} \cdot n = p_{ng}\,\frac{r}{\delta}\,1{,}1 + \frac{0{,}0075(h_1 + h_2)}{\delta}\,r \cdot 1{,}1, \qquad (4)$$

unde :

δ este grosimea blindajului, cm ;

r — raza blindajului, cm.

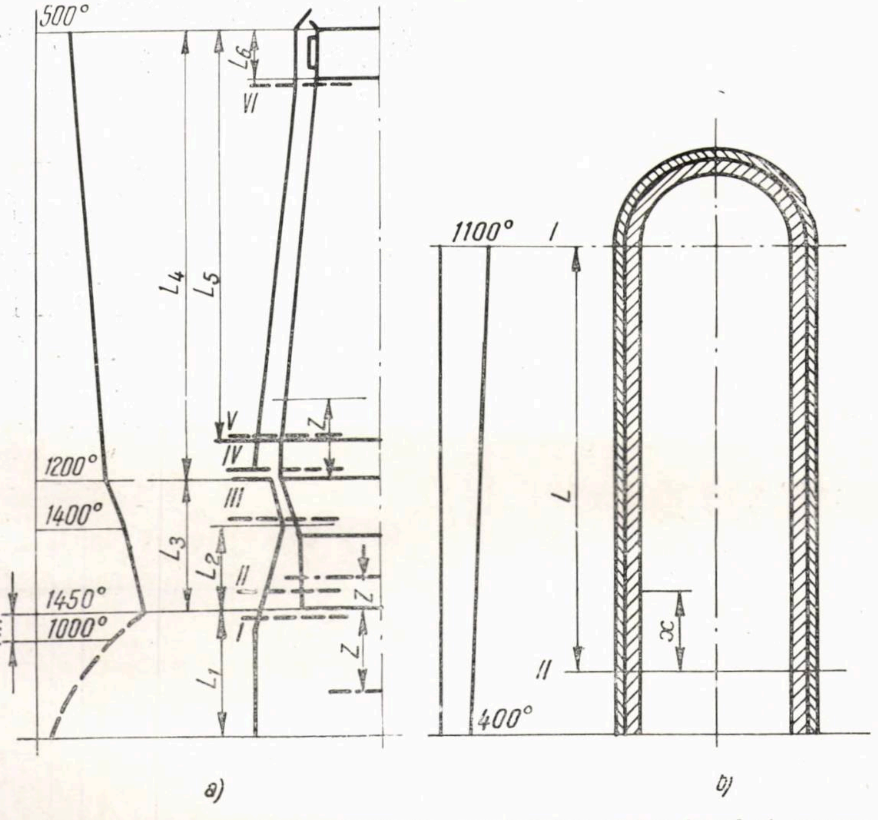


Fig. 2. Variaţia temperaturii şi înălţimile caracteristice pentru furnal şi cauper :
a — furnal ; b — cauper.

Calculul diverselor presiuni interioare se va face pentru cinci nivele pe înălţimea furnalului şi anume (fig. 2) : I — în vatră sub creuzet ; II — la nivelul orificiului de evacuare ; III — în etalaj la nivelul gurilor de vînt ; IV, V — la nivelul pîntecelui în partea inferioară a cuvei ; VI — la gîtul furnalului.

În calcul se va ţine seamă de starea în care se află furnalul, adică : perioada A, imediat după pornire, perioada B, după un timp de funcţionare, cînd zidăria este deja erodată.

Secţiunea I

Pentru perioada A, avînd în vedere că : $p_{ng} = 0$; $p_î = 0$; $p_f = 0$ (presiunea datorită gazelor, presiunea datorită încărcăturii, respectiv a fontei) rezultă : $\sigma_{cp_I} = 0$.

Secţiunea II

Pentru perioada A, avînd în vedere că : $p_g = p_{ng} \cdot 1{,}1$; $p_î = 0$, $p_f = \gamma \cdot h_2 \cdot 1{,}1$, se va obţine :

$$\sigma_{cp_{II}} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta}\,0{,}5 + \frac{0{,}0075 \cdot h_2 \cdot 1{,}1}{\delta}\,r \cdot 0{,}5, \qquad (5)$$

unde :

0,5 reprezintă coeficientul care ţine seamă de transmiterea presiunii interioare cînd zidăria este intactă.

Pentru perioada B, ştiind că : $p_g = p_{ng} \cdot 1{,}1$; $p_î = 0$ şi $p_f = 1{,}1 \cdot \gamma \cdot h_2$, se va obţine :

$$\sigma_{cp_{II}} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta} + \frac{0{,}0075 \cdot h_2 \cdot r \cdot 1{,}1}{\delta} \qquad (6)$$

Secțiunea III

Pentru perioada A, necalculat.

Pentru perioada B, avînd $p_g = 1,1 \cdot p_{ng}$; $p_{\hat{\imath}} = 0,35 \cdot d_1$; $p_f = 0$.

$$\sigma_{cp_{III}} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta} \cdot 1,1 + \frac{0,35 \cdot d_1 \cdot r}{\delta}\, 1,2 \qquad (7)$$

Secțiunile IV și V

Pentru perioada A avînd în vedere că $p_g = p_{ng} \cdot 1,1$; $p_{\hat{\imath}} = 0,1 \cdot d_2$; $p_f = 0$, se va obține:

$$\sigma_{cp_{IV,V}} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta}\, 0,5 \cdot 1,1 + \frac{0,1 \cdot d_2 \cdot r}{\delta}\, 0,5 \cdot 1,2 \qquad (8)$$

Coeficientul 0,5 are aceeași semnificație ca mai sus.

Pentru perioada B:

$$\sigma_{cp_{IV,V}} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta}\, 1,1 + \frac{0,1 \cdot d_2 \cdot r}{\delta}\, 1,2, \qquad (9)$$

unde:

d_1 este diametrul pîntecelui, m;

d_2 — diametrul creuzetului, m.

Secțiunea VI

Pentru perioada A știind că: $p_g = p_{ng} \cdot 1,1$; $p_{\hat{\imath}} = 0$; $p_g = 0$

$$\sigma_{cp_{VI}} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta}\, 1,1 \qquad (10)$$

Calculul tensiunilor circumferențiale în cazul cauperelor

Secțiunea I

Cunoscînd că: $p_g = p_{ng} \cdot 1,1$;

$$\sigma_{cp_I} = p_{ng} \cdot \frac{r}{\delta}\, 1,1 \qquad (11)$$

Secțiunea II

Admițînd că: $p_g = p_{ng} \cdot 1,1$

$$\sigma_{cp_{II}} = p_{ng} \frac{r}{2\delta}\, 1,1 \qquad (12)$$

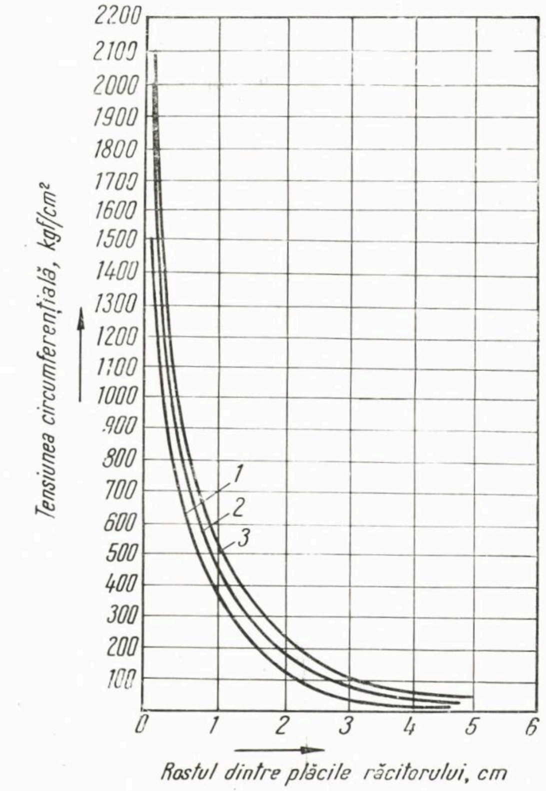


Fig. 3. Tensiunea în mantaua vetrei sau creuzetului la creșterea temperaturii răcitorului:

1, 2, 3 – răcitoare cu grosimea de 120–160 mm; 160–235 mm; 345 mm $\Delta t_x = 100$°C.

Tabela 1

Porțiunea de manta luată în considerare	*A*	*B*	*C*	*F*	*G*
Mantaua vetrei:					
— pentru masă carbonică	12,0	0,036	−0,36	−1,47	0
— pentru masă cromo-carbonică	12,0	0,027	−0,27	−1,47	0
Mantaua pereților creuzetului:					
— pentru masă carbonică	8,40	0,051	−0,34	−1,20	(a−170)5*
— pentru masă cromo-carbonică	8,40	0,036	−0,24	−1,20	(a−170)5
Mantaua din zona pîntecelui	10,05	0,110	−0,50−0,55	−2,2−2,24	(a−100)3,6
Mantaua părții inferioare a cuvei	9,00	0,098	−0,45−0,50	−1,8−2,00	(a−100)3,6
Mantaua părții superioare a cuvei	8,64	0,121	−0,5−0,60	−1,7−1,99	(a−100) 5
Mantaua părții superioare a cauperului	7,40	0,000	−0,43	−1,99	0
Mantaua părții inferioare a cauperului	7,20	0,280	−0,67	−3,15	(*l*−26,7)7,5**

Obs.: * *a* – grosimea peretelui creuzetului, pîntecelui, cuvei, cm;
** *l* – înălțimea părții cilindrice a cauperului, cm.

Tabela 2

Secțiunea luată în considerare	Pentru furnal								Pentru furnal				Pentru cauper					
	Perioada *A*								Perioada *B*									
	$\sigma_{cp} = 1,1\ \sigma_{cg} + 1,2\ \sigma_{c\hat{i}} + 1,1\ \sigma_{cf}$			$\sigma_{ct} = (A + B\,b_0\delta + Cb_0 + F\delta)\,r + G$					$\sigma_{cp} = 1,1\ \sigma_{cg} + 1,2\ \sigma_{c\hat{i}} + 1,1\ \sigma_{cf}$			σ_{ct}	$\sigma_{ct} = 1,1\sigma_{cg}$	$\sigma_{ct} = (A + B\,b_0\delta + C\,b_0 + F\,\delta)\,r + G$				
	σ_{cg}	$\sigma_{c\hat{i}}$	σ_{cf}	*A*	*B*	*C*	*F*	*G*	σ_{cg}	$\sigma_{c\hat{i}}$	σ_{cf}		σ_{cg}	*A*	*B*	*C*	*F*	*G*
I	—	—	0	12	0,036	−0,36	−1,47	—	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	—	$\frac{0.0075(h_1+h_2)_r}{\delta}$	Conform diagramei din figura 3	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	7,4	0	−0,43	−1,99	—
II	$p_{ng}\frac{r}{\delta}\,0,5$	—	$0,5\,\frac{0,0075h_1\,r}{\delta}$	8,4	0,059	−0,34	−1,2	$(a-170)\ 5$	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	—	$\frac{0,0075\ h_2 r}{\delta}$	Conform diagramei din figura 3	$p_{ng}\frac{r}{2\delta}$	7,2	0,28	−0,67	−3,15	(*l*-26,7),75
III	Necalculat								$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	$\frac{0,35\ d_1 r}{\delta}$	—	Conform diagramei din figura 3						
IV	$p_{ng}\frac{r}{\delta}\,0,5$	$\frac{0,1\ d_2 r}{\delta}\,0,5$	—	10,05	0,11	−0,656	−2 24	$(a-100)\ 3,6$	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	$\frac{0,1\ d_2 r}{\delta}$	—	Conform diagramei din figura 3						
V	$p_{ng}\frac{r}{\delta}\,0,5$	$\frac{0.1\ d_2 r}{\delta}$	—	8,9	0,097	−0,493	−1,985	$(a-100)\ 3,6$	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	$\frac{0,1\ d_2 r}{\delta}$	—	Conform diagramei din figura 3						
VI	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	—	—	8,64	0,121	−0,608	−1,995	$(a-100)\ 5$	$p_{ng}\frac{r}{\delta}$	—	—	Conform diagramei din figura 3						

Obs.: Efortul unitar normal total, datorită presiunilor interioare se calculează cu relația :

$$\sigma_{np} = 1,1\,\frac{p_f\ r}{2\delta}$$

p_f = presiunea datorită fontei lichide.

Obs.: Efortul unitar normal total, datorită presiunilor interioare se calculează cu relația :

$$\sigma_{np} = 1,1\,\frac{p_f\ r}{2\delta}$$

p_f = presiunea datorită fontei lichide.

Obs.: Efortul unitar normal total, datorat presiunilor interioare se calculează cu relația :

$$\sigma_{np} = 1,1\,\frac{p_{ng}\ r}{2\delta}$$

p_{ng} = presiunea nominală a gazelor.

Calculul efortului unitar normal total datorită presiunilor interioare

Pentru mantaua furnalului relația de calcul va rezulta din expresia :

$$\sigma_{np} = \frac{pf \cdot r}{2\ \delta}\ 1{,}1, \qquad (13)$$

iar pentru mantaua cauperului :

$$\sigma_{np} = \frac{p_{ng} \cdot r}{2\ \delta}\ 1{,}1 \qquad (14)$$

Calculul tensiunilor datorită acțiunii termice asupra mantalei furnalului și cauperului

Sub acțiunea temperaturii, vor lucra asupra mantalei furnalului sau cauperului eforturi circumferențiale (și eforturi normale).

Efortul unitar circumferențial

Practic, pentru perioada A acest efort se determină cu relația :

$$\sigma_{ct} = (A + B\, b_0\ \delta + C\, b_0 + F\, \delta)\, r + G, \qquad (15)$$

în care :

A, B, C, F, G sînt coeficienți stabiliți pentru diversele porțiuni de manta luate în considerare conform tabelei 1 ; b_0 este rostul de umplutură dintre zidăria refractară și elementele de răcire, cm ; δ — grosimea mantalei, cm ; r — raza mantalei, cm.

Pentru perioada B, efortul circumferențial se determină practic din diagrama prezentată — n (fig. 3).

Centralizînd relațiile de calcul, pentru diversele secțiuni luate în considerare la furnal (fig. 2, *a*) și la cauper (fig. 2, *b*), se vor obține relațiile de calcul cuprinse în tabela 2.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sorochin L. A. *Funcționarea construcției furnalelor.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[2] Dobrovici D. și Banciu M. *Metalurgia fontei.* București, Editura tehnică, 1966.

[3] Bazanov F. M. și Bolicenco S. I. *Domennoe proizvodstvo.* Spravocinic. vol. I. și II. Gosudarstvennoe naucino-tehnicescoe izdatelistvo literaturî po ciornoii țvetnoi metallurghii. Moscova, 1961.

[4] Artiunov N. B. *Tehniceschih progres v ciornoi metallurghii. Gosudarstvennoe naucino-tehnicescoe izdatelistvo literaturî po ciornoi i țvetnoi metallurghii.* Moscova, 1961.

RECENZIE

Colectiv **A. Constantinescu. INDREPTARUL DE FONTE ȘI OȚELURI.** Editura tehnică, 1969, 448 pag., 138 fig.

Editura tehnică a tipărit de curînd o carte care interesează un cerc foarte larg de ingineri și tehnicieni, ,,Îndreptarul de fonte și oțeluri''. Tipărirea acestei cărți se încadrează într-o acțiune consecventă de ajutorare a proiectanților în alegerea celor mai potrivite materiale.

Într-adevăr, această carte conține numeroase date de caracterizare a fontelor și a oțelurilor și se adresează tuturor celor care produc, studiază sau utilizează fontele și oțelurile, în principal inginerilor și tehnicienilor din unitățile de proiectare, cercetare și uzinele producătoare. Cartea, care se compune din două părți principale : una referitoare la fontele turnate în piese, cealaltă la oțeluri, își propune să ajute pe inginer, proiectant sau tehnolog, în hotărîrile pe care aceștia le iau în privința folosirii unui anumit material.

Lucrarea este împărțită în cinci capitole distincte, și anume : rolul materialului metalic în proiectare ; fonte turnate în piese ; oțeluri de uz general ; oțeluri cu destinație precisă ; oțeluri de scule.

În primul capitol, care are un caracter introductiv, se urmărește a se atrage atenția asupra principalelor probleme ce stau în fața celui ce alege materialul metalic pentru o anumită utilizare. Se trec în revistă factorii care determină comportarea unui material în exploatare și modul în care caracteristicile de bază ale acestora pot prevedea această comportare.

Capitolul 2 prezintă compoziția chimică și proprietățile diferitelor fonte care se folosesc la realizarea pieselor turnate.

Capitolul 3 tratează oțelurile de uz general, destinate celor mai variate domenii de utilizare în construcția de mașini, construcții civile și industriale etc. Gruparea oțelurilor în cadrul acestui capitol s-a făcut ținînd seamă de o anumită proprietate sau caracteristică tehnologică de utilizare a grupei respective ca, de exemplu : rezistența la coroziune, rezistența la fluaj, structura etc.

În capitolul 4 se prezintă oțelurile care prin proprietățile lor au o anumită destinație precisă, folosirea în alte scopuri fiind destul de restrînsă. Din această gamă importantă autorii au ales nouă grupuri de oțeluri care acoperă un larg domeniu ca, de exemplu : oțelurile pentru recipiente sub presiune, oțelurile pentru arcuri, oțelurile pentru supape, oțelurile pentru rulmenți etc.

Oțelurile pentru scule, o grupă importantă și distinctă prin toate caracteristicile ei, constituie capitolul 5 al cărții.

Se consideră că această organizare este mai folositoare inginerului proiectant, în munca sa, decît o organizare pe grupuri similare celor din standardele de oțeluri, care creează o imagine destul de limitată a posibilităților oferite de fiecare grup de oțeluri ce s-ar preta la o anumită utilizare.

Autorii au avut în vedere, la elaborarea cărții, faptul că alegerea, de către inginerii proiectanți, a materialelor adecvate unor condiții tehnice date, punerea lor în operă de către tehnolog și utilizarea cît mai rațională a metalului, necesită o cunoaștere și înțelegere cît mai bună a caracteristicilor și comportării materialelor (fonte sau oțeluri) în cauză, în condițiile de exploatare date. Ca urmare, Îndreptarul de fonte și oțeluri, pe lingă caracteristicile mecanice clasice (rezistență la rupere, limită de curgere etc.) înscrise, de regulă, în standarde, și care nu caracterizează complet un material dat, conține și alte caracteristici mai greu de evaluat, determinat sau valorificat ca, de exemplu, date privind rezistența la oboseală, rezistența la uzură, rezistența la coroziune etc., precum și un ansamblu de proprietăți tehnologice, ca : sudabilitate, prelucrabilitate, ambutisabilitate etc.

Lucrarea este organizată, în cadrul fiecărui grup de oțeluri pe baza unei scheme cadru care tratează următoarele puncte importante : domenii de utilizare și mărci ; proprietăți de utilizare ; proprietăți și indicații tehnologice ; forme și stări de livrare.

Prin selecționarea atentă a datelor privind proprietățile de utilizare și indicațiile tehnologice, date care sînt de un real folos proiectantului în alegerea sa, și punerea la dispoziția acestuia a unor indicații privind produsele fabricate în țara noastră, lucrarea recenzată realizează un progres remarcabil față de lucrările apărute anterior.

De asemenea, lucrarea conține un număr important de date privind oțelurile asimilate în țară în urma activității de cercetare din Institutul de cercetări metalurgice și din combinatele și uzinele siderurgice românești.

Lucrarea, prezentată în mod îngrijit, completează astfel documentația pe care o au la îndemînă cadrele tehnice care lucrează cu metalul (fontă sau oțel), ajutîndu-le la cunoașterea mai completă a acestor importante materiale.

Fără îndoială că o lucrare cu un astfel de profil poate fi continuu îmbunătățită atît ca structură, cît și ca sferă de cuprindere. Adăugind că actualitatea unei asemenea lucrări este relativ limitată, avînd în vedere continua dezvoltare a industriei noastre, trebuie reflectat încă de pe acum la viitoarea ediție a acestei lucrări. Un ajutor substanțial pentru autorii lucrării recenzate, care au realizat un manual deosebit de util, pot da toți acei care o consultă, prin sugestii adresate direct lor, pe baza cărora să se poată trece la redactarea ediției a II-a, completată și îmbunătățită.

Ing. *OV. MICULA*

Procesul de încălzire a sleburilor în cuptoare cu grinzi păşitoare

Ing. CR. RĂDULESCU
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 621.785.1 :669–412 :66.041.497

Încălzirea sleburilor. Dezvoltarea fabricației la cald a produselor plate – table și benzi – cere ca, o dată cu construirea laminoarelor noi de mare productivitate, să se asigure și cuptoarele corespunzătoare pentru încălzirea sleburilor.

Laminoarele continue de benzi laminate la cald folosesc sleburi de dimensiuni mari, obținute de obicei dintr-un lingou nedivizat, cu grosime pînă la 300 mm, lățimi pînă la 2 200 mm și lungimi pînă la 12 000 mm și mai mult. Greutatea lor atinge 25–30 t; mai recent s-au proiectat laminoare pentru sleburi de pînă la 45 t.

Cuptoarele de încălzire moderne au productivități de 200–300 t/h; cu toate acestea, pentru satisfacerea cerințelor de metal cald, la laminoarele continue de mare productivitate, care laminează bandă cu viteze de ieșire de 18–22 m/s, este necesar să se instaleze trei pînă la cinci cuptoare de acest fel.

În același timp exigența asupra uniformității încălzirii a crescut ca urmare a ridicării calității formei și dimensiunilor benzii, deoarece diferența de temperatură în corpul slebului influențează asupra exactității grosimii benzii. Astfel, o diferență de temperatură de numai 10°C poate cauza o variație de 1% a grosimii produsului finit [1].

Încălzirea sleburilor, la temperatura de circa 1 250°C, necesară pentru laminare, se face astăzi în mod obișnuit în cuptoare cu propulsie, în special cuptoare cu trei și cinci zone, cu încălzire bilaterală, de sus și de jos, care constituie agregate standard de dotare a marilor laminoare de benzi la cald.

Cuptoarele cu propulsie prezintă însă o serie de limitări, printre care: lungimea cuptorului nu trebuie să fie prea mare deoarece există pericolul de încărcare a sleburilor, în cazul în care raportul dintre lungimea coloanei împinse și grosimea minimă este mare; este posibil să se producă lipirea sleburilor în cazul eforturilor mari de împingere, precum și dacă se mențin mult timp sleburile în contact la temperaturi ridicate; deoarece sleburile glisează pe șine răcite, se produc zone cu diferență de temperatură, așa-numitele ,,urme reci" (skid marks), care produc variația grosimii de-a lungul benzii laminate sau chiar coborîrea temperaturii finale de laminare sub limita inferioară admisă; golirea cuptoarelor cu propulsie, pentru a evita supraoxidarea sleburilor la opriri mai îndelungate ale laminorului sau pentru reparații, se face foarte greu și necesită dispozitive speciale; de asemenea apar greutăți la încărcarea succesivă a sleburilor de grosimi diferite.

Pentru îmbunătățirea încălzirii se fac în prezent numeroase studii teoretice și constructive, care se referă în special la [2]: teoria arderii și transferului de căldură, respectiv economia de combustibil; mecanismele de deplasare a materialului în cuptor; dispozitivele de reglaj, adaptabile la comanda automată prin calculatoare.

Diminuarea efectelor urmelor reci se realizează prin mai multe procedee, propuse și aplicate de diferite firme constructoare de cuptoare.

Cuptorul cu grinzi pășitoare. Datorită rezultatelor deosebit de bune obținute în exploatare s-a impus, în ultimul timp, cuptorul cu grinzi longitudinale (sau longeroane) mobile, așa-numitul cuptor cu vatră pășitoare, care prezintă avantaje față de cuptoarele cu propulsie, din următoarele puncte de vedere [1], [3], [4], [5], [6]: timpul de menținere în cuptor este mai scurt; ca urmare, oxidarea, care este proporțională cu rădăcina pătrată a timpului, se reduce (fig. 1); consumul de căldură este mai redus datorită pierderilor mai mici prin răcirea elemenților suport; încălzirea este mai uniformă, pentru că slebul nu este în contact direct cu elementele reci ale vetrei și pentru că se așază alternativ pe diferite suprafețe de reazem, în timpul repaosului, pe vatra fixă, în timpul avansului, pe grinda mobilă; lungimea nu este limitată de dimensiunile materialului care trebuie încălzit; nu este

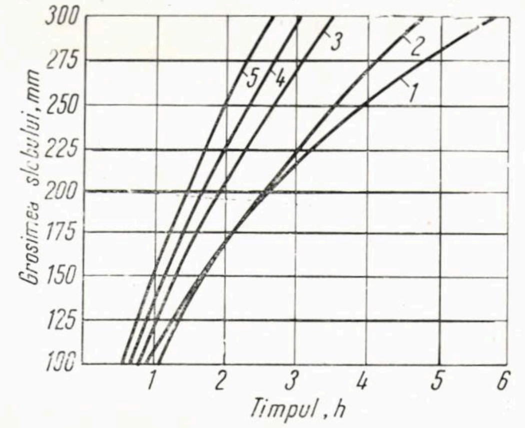


Fig. 1. Timpul de menținere în cuptor, comparativ la mai multe tipuri de cuptoare:

1 – cuptor cu propulsie cu mai multe zone, încălzire cu boltă radiantă; *2* – cuptor cu propulsie, cu 3 zone, încălzire convențională; *3* – cuptor cu propulsie, cu 5 zone, încălzire convențională; *4* – cuptor cu grinzi pășitoare, încălzire bilaterală, sus și jos; *5* – cuptor cu grinzi pășitoare, încălzire bilaterală, cu boltă radiantă.

pericol de lipire, deoarece sleburile care se succedă nu sînt în contact; alimentarea şi evacuarea metalului, ca şi golirea completă sau funcţionarea în condiţii de nesincronizare a încărcării cu evacuarea, sînt mult simplificate; prezintă supleţe în exploatare, datorită posibilităţii mai mari de adaptare a ciclurilor de încălzire la dimensiuni, la calitatea produselor şi la productivitatea necesară; necesită cheltuieli mai mici de întreţinere, datorită uzurii foarte mici a părţilor fixe şi mobile ale vetrei, pe care metalul este depus şi faţă de care nu există frecare, precum şi datorită funcţionării sigure a mecanismului vetrei.

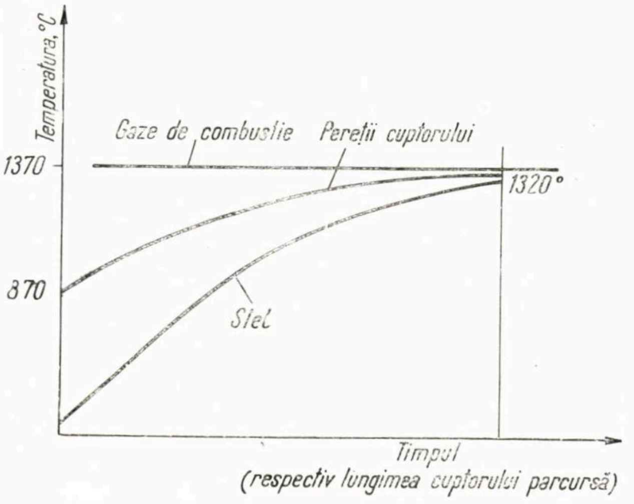


Fig. 2. Diferenţele de temperatură dintre elementele participante la procesul de încălzire într-un cuptor continuu.

Condiţii privind încălzirea în cuptoare continue. Elementul determinant al încălzirii îl constituie durata de încălzire, timpul pentru aducerea materialului la o temperatură dată, cu respectarea unei diferenţe de temperatură între suprafaţă şi centru.

Modul de încălzire în cuptorul cu vatră păşitoare este similar cu cel din cuptoarele cu propulsie în ceea ce priveşte transmiterea căldurii de la gazele de combustie la material (fig. 2).

Între suprafaţa şi centrul materialului există un decalaj de temperatură, care depinde de grosimea acestuia, de fluxul de căldură etc. Viteza cu care dispare această diferenţă de temperatură este în funcţie de difuzitatea D, care este egală cu:

$$D = \frac{\lambda}{\rho c},$$

în care:

λ este conductibilitatea termică într-un punct la distanţa x de suprafaţa materialului şi la temperatura variabilă θ_x°, kcal/mh°C;

c — căldura specifică a materialului, kcal/kg°C;

ρ — densitatea, kg/dm³.

În această relaţie ρc reprezintă cantitatea de căldură înmagazinată, kcal/dm³°C, iar λ este viteza de înaintare a acestei cantităţi de căldură în masa materialului, kcal/mh°C.

Timpul în care perturbarea calorică ajunge de la suprafaţă într-un punct la distanţa x din masă se poate considera, în perioada de încălzire, ca fiind aproximativ proporţional cu grosimea materialului, iar în perioada de egalizare, aproximativ proporţional cu x^2/D.

În cele ce urmează s-a convenit ca timpul corespunzător grosimii materialului, adică timpul în care perturbarea ajunge de la o faţă la cealaltă, în cazul încălzirii dintr-o singură parte, sau pînă la jumătatea grosimii, în cazul încălzirii în mod egal pe două feţe, să se numească caracteristică de timp sau ,,time lag'':

$$C_t = K\frac{e^2}{D},$$

în care: e este grosimea, iar K, o constantă [4].

Decalajul de temperatură este egal cu produsul dintre constanta de timp şi viteza de încălzire, care este proporţională cu viteza de avans în cuptor. În acest caz, curba de temperatură a suprafeţei reci sau a miezului se poate obţine din curba de temperatură a suprafeţei calde, exprimînd decalajul de temperatură ca un echivalent în lungime de cuptor.

Decalajul este cu atît mai mare, cu cît materialul este mai gros şi cu cît viteza de înaintare în cuptor este mai mare, respectiv productivitatea cuptorului, mai mare.

Notînd cu s echivalentul diferenţei de temperatură exprimat în lungime de cuptor, rezultă relaţia:

$$s = C_t \cdot V_a,$$

în care

V_a este viteza de avans în cuptor

sau:

$$\frac{s}{\text{lungimea cuptorului}} = \frac{C_t}{\text{timp de încălzire}}$$

În figura 3, diferenţei de temperatură BC îi corespunde un decalaj exprimat în lungime de cuptor egal cu AB [4].

Pentru reducerea timpului de încălzire rezultă ca necesară mărirea suprafeţei prin care căldura pătrunde în material.

Separarea sleburilor pe vatra cuptorului asigură un timp de încălzire mai scurt, datorită încălzirii suplimentare pe feţele verticale.

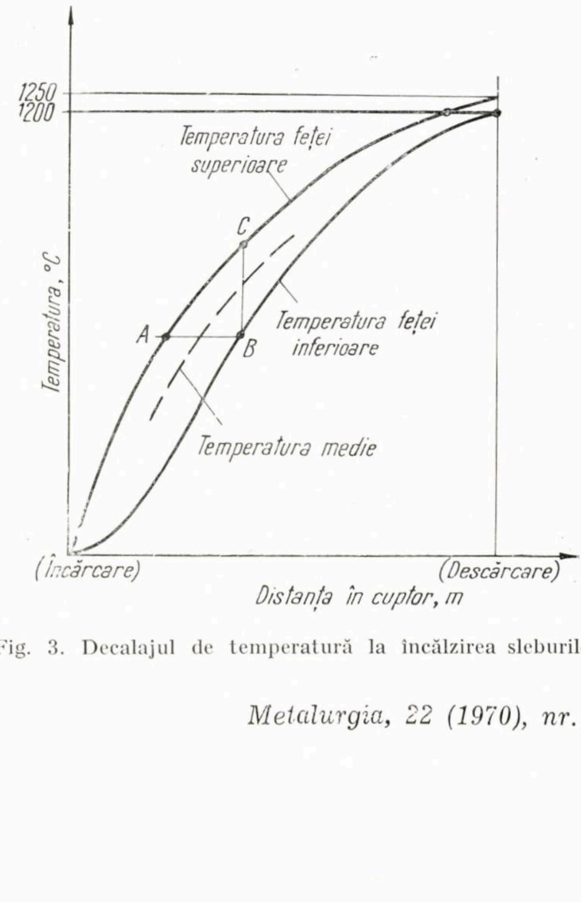


Fig. 3. Decalajul de temperatură la încălzirea sleburilor.

Ţinînd seamă că puterea de emisie este proporţională cu cosinusul unghiului pe care-l face direcţia de emisie cu normala la suprafaţă, rezultă că slebul este încălzit lateral, în funcţie de distanţa dintre două sleburi succesive.

Suprafaţa încălzită creşte în raportul :

$$\frac{L + 2e \sin \alpha}{L}$$

Cînd sleburile sînt lipite, $\sin \alpha = 0$; cînd sleburile sînt foarte depărtate, $\sin \alpha = 1$.

Caracteristica de timp scade aproximativ cu pătratul raportului suprafeţelor de încălzire astfel că, în cazul încălzirii sleburilor care au între ele un spaţiu, devine :

$$C_t = K \frac{L^2}{(L + 2e \sin \alpha)^2} \frac{e^2}{D}$$

şi factorul care afectează reducerea caracteristicii de timp adică al funcţiei :

$$p \cdot \frac{L^2}{(L + 2e\ \sin\ \alpha)^2} = L \cdot \frac{1 + m \operatorname{tg} \alpha}{(1 + 2\,m\ \sin\ \alpha)^2},$$

unde :

$$p = L + e \operatorname{tg} \alpha \text{ şi } m = \frac{e}{L}$$

Producţia cuptorului este influenţată de timpul de încălzire şi este aproximativ proporţională cu suprafaţa încălzită a sleburilor.

Suprafaţa încălzită în cazul unui cuptor cu grinzi păşitoare creşte faţă de un cuptor cu propulsie cu suprafeţele verticale ale sleburilor supuse încălzirii. Dacă lungimea cuptorului este L_c, numărul de sleburi în cuptor este $L_c : p$.

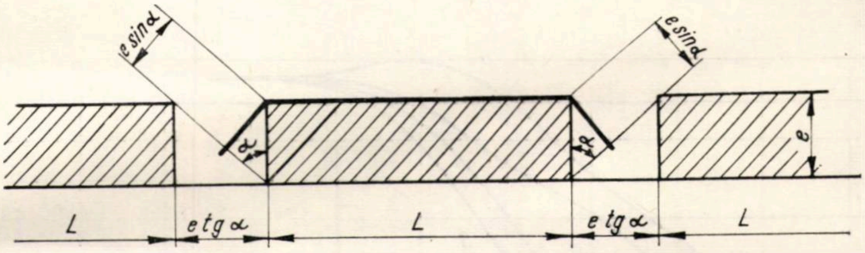


Fig. 4. Suprafaţa de încălzire a sleburilor aşezate cu spaţii, în cuptorul cu grinzi păşitoare (încălzire pe o faţă).

Dacă spaţiul este egal cu grosimea e, iar raportul dintre grosime şi lăţime este de circa 1/8, caracteristica de timp se micşorează în raportul 1/1,18. În acelaşi timp pasul creşte, deci viteza de avans creşte pentru o anumită producţie dată. În acest caz diferenţa de temperatură în sleb, egală cu produsul dintre caracteristica de timp şi viteza de avans în cuptor, are un punct de optimum.

În literatura de specialitate [4] se propune ca acest optimum să se determine ca un minim al produsului dintre pas

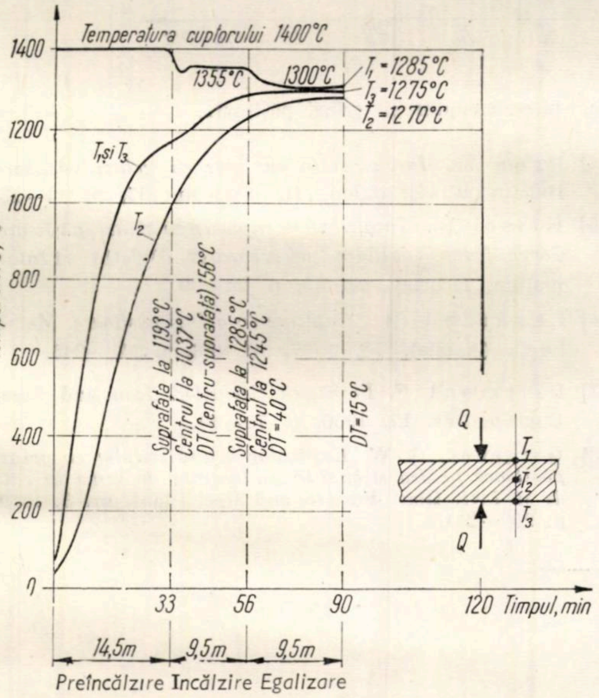


Fig. 5. Diferenţa de temperatură calculată pentru un cuptor cu propulsie teoretic cu 5 zone, pentru un sleb de 150 mm grosime.

Suprafaţa încălzită pentru un sleb încălzit pe două feţe este :

$$S_s = 2\,(L + 2e \sin \alpha)\,L_s,$$

în care : L_s = lungimea slebului.

Suprafaţa totală încălzită este :

$$S = S_s \cdot \frac{L_c}{p} = \frac{2 \cdot L_s \cdot L_c}{p}\,(L + 2e \sin \alpha)$$

$$S = 2\,L_s \cdot L_c \cdot \frac{L + 2e\ \sin\ \alpha}{L + e \operatorname{tg} \alpha}$$

$$S = 2\,L_s \cdot L_c \cdot \frac{1 + 2m\ \sin\ \alpha}{1 + m \operatorname{tg} \alpha}$$

Suprafaţa utilă a cuptorului este :

$$S_u = L_c \cdot L_s$$

Încălzirea cea mai economică se obţine pentru maximul raportului :

$$\frac{S}{S_u} = 2\,\frac{1 + 2\,m \sin \alpha}{1 + m \operatorname{tg} \alpha},$$

adică al funcţiei

$$\theta = \frac{1 + 2\,m \sin \alpha}{1 + m \operatorname{tg} \alpha}$$

Dacă $m = \frac{e}{L} = \frac{1}{8}$

$$\theta = \frac{1 + 0{,}25 \sin \alpha}{1 + 0{,}125 \operatorname{tg} \alpha}$$

maximul este pentru o valoare a lui α de circa 35°, ceea ce corespunde unei distanţe între sleburi de circa 0,7 e.

La cuptoarele cu propulsie moderne, cu cinci zone, care echipează marile trenuri continue pentru benzi la cald şi laminoarele de tablă groasă, se dă preferință zonelor de preîncălzire foarte puternice, pentru mărirea vitezei de încălzire. Cu cît produsul este mai gros și productivitatea mai ridicată, cu atît se deplasează aportul caloric spre partea de intrare, ceea ce duce la o temperatură ridicată a gazelor la ieșirea din cuptor și la ridicarea oxidării.

Deoarece diferența mare de temperatură dintre cuptor și material favorizează schimburi accelerate de căldură, se tinde ca temperatura cuptorului să fie cît mai ridicată.

Diferențele de temperatură calculate pe baza unui model matematic [7], pentru încălzirea într-un cuptor cu cinci zone, sînt date în figura 5.

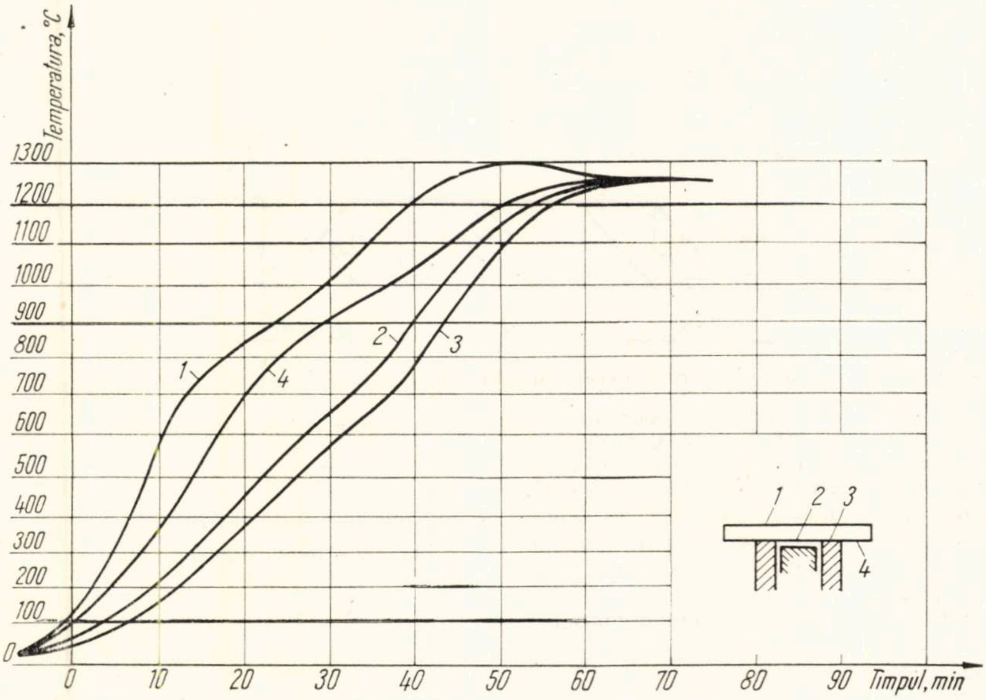


Fig. 6. Încălzirea bramelor de 150 × 1 250 mm, într-un cuptor cu grinzi pășitoare.

În cazul considerat s-au admis temperaturi determinate în zonele de preîncălzire, încălzire și egalizare, iar rezolvarea ecuației transferului de căldură s-a făcut pe baza unei diferențe de temperatură de 40°C între punctele cele mai calde și cele mai reci, la intrarea în zona de egalizare.

Comparativ, în figura 6 se dau diferențele de temperatură măsurate pe suprafața unui sleb de încălzire într-un cuptor cu grinzi pășitoare [1], cu încălzire pe o singură față.

Se vede că timpul este mai redus în cazul cuptorului cu grindă pășitoare și că diferențele de temperaturi sînt mai mici.

Rezultatele obținute în exploatare confirmă calitățile superioare ale acestui tip de cuptor [8].

BIBLIOGRAFIE

[1] Wilde I. D. *Cuptoare cu grinzi pășitoare pentru siderurgie.* Iron and Steel Engineer, nr. 11, 1967, p. 79—86.

[2] Cone C. *Cuptoare de reîncălzire pentru procesul continuu de prelucrare a oțelului.* Iron and Steel Engineer, nr. 9, 1967, p. 119—126.

[3] Chaurand R. *Istoricul dezvoltării cuptorului cu grinzi pășitoare și poziția lui actuală.* Buletin d'Information, Heurtey, nr. 35, p. 4—10.

[4] Brun M. *Încălzirea în cuptoare cu grinzi pășitoare.* Buletin d'Information. Heurtey, nr. 35, p. 11—23.

[5] Kissel R. *Încălzirea în cuptoare cu grinzi pășitoare. Combustiune, oxidare, decarburare.* Buletin d'Information, Heurtey, nr. 35, p. 24—39.

[6] Chaurand R. *Cuptoare cu grinzi pășitoare.* Metallurgia (Anglia), 76, 1967, nr. 458, p. 241—245.

[7] Bricmont F. *Încălzirea sleburilor.* Iron and Steel Engineer, nr. 12, 1966, p. 75—80.

[8] Gergeceff G. W. *Exploatarea unui cuptor cu grinzi pășitoare pentru sleburi la un laminor de benzi la cald de 80 inci.* Blast Furnace and Steel Plant, nr. 3, 1969, p. 207—211.

Mecanismul durificării soluţiilor solide

Ing. IOANA DIMITRESCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej” – Bucureşti

CZ 54–165 :621.785.78

Din practică se ştie că influenţa principală a alierii cu formarea soluţiilor solide este mărirea rezistenţei mecanice (fig. 1); la creşterea concentraţiei de atomi dizolvaţi rezistenţa soluţiilor solide creşte continuu. Acest efect se menţine şi în aliajele complexe în care fiecare element dizolvat în parte contribuie la mărirea rezistenţei.

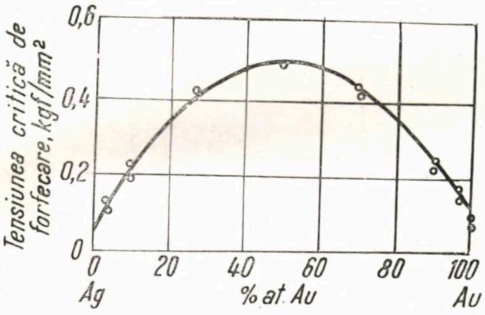


Fig. 1. Influenţa compoziţiei asupra tensiunii critice de forfecare a cristalelor din aliaje Au-Ag [10].

Se consideră unanim că efectele directe de interacţiune atomi dizolvaţi — dislocaţii sînt responsabile pentru durificarea soluţiilor solide. Au fost propuse patru mecanisme principale pentru explicarea acestui fenomen: interacţiunea elastică a atomilor dizolvaţi cu dislocaţiile (Cottrell [1], [2], [3], [4]), interacţiunea electrică a atomilor de valenţe diferite cu dislocaţiile (Cottrell, Hunter, Nabbarro [1]), interacţiunea chimică a atomilor dizolvaţi cu defectele de împachetare (Suzuki [1], [4, [5]), durificarea prin ordonarea la scurtă distanţă (Fisher [6]).

Interacţiunea elastică are loc între cîmpul de tensiuni al dislocaţiei şi cîmpul de tensiuni al atomului dizolvat. Cele două componente ale acestei interacţiuni sînt determinate de diferenţa de mărime atomică şi de diferenţa constantelor elastice ale celor două tipuri de atomi. Interacţiunea determinată de distorsiunea simetrică produsă de atomul dizolvat şi o dislocaţie marginală a fost calculată de Cottrell ([3], [7]). Energia de interacţiune este egală cu lucrul mecanic suplimentar cheltuit la introducerea unui atom dizolvat într-un cristal care conţine o dislocaţie. Această energie de interacţiune între deformările radiale efectuate prin introducerea atomului dizolvat şi componentele hidrostatice ale cîmpului unei dislocaţii marginale are expresia:

$$U = \frac{4}{3}\,\frac{1+\nu}{1-\nu}\,\frac{Gb\,\varepsilon\,r^3 \sin\theta}{R} = \frac{A\sin\theta}{R}, \qquad (1)$$

în care:

ε este factorul determinat de diferenţa de mărime a celor două feluri de atomi; R,θ – coordonatele punctului în care se produce deformarea; G — modulul de elasticitate transversală; ν — coeficientul lui Poisson; r — raza solventului.

Deoarece o dislocaţie elicoidală nu are componente hidrostatice s-ar părea că aceasta nu interacţionează cu atomul dizolvat de altă mărime care produce o distorsiune simetrică. Sînt însă efecte secundare — descompunerea dislocaţiilor perfecte în dislocaţii parţiale cu componente hidrostatice [1], dilatarea în volum din jurul dislocaţiilor elicoidale, produsă de alunecarea straturilor de atomi unul peste altul [7] — care arată interacţiunea atom dizolvat–dislocaţie elicoidală. Dacă atomul dizolvat produce o distorsiune nesimetrică în reţeaua solventului, acesta reacţionează mai puternic cu dislocaţiile elicoidale [7].

Dacă atomul dizolvat este de aceeaşi mărime dar cu alte proprietăţi elastice faţă de solvent apare o interacţiune care provine din lucrul mecanic suplimentar pe care trebuie să-l efectueze o dislocaţie la apropierea de un punct elastic mai dur (sau la desprinderea de un punct elastic mai moale) [8]:

$$U_m = \frac{\varepsilon'_G\,G}{8\,\pi}\,\frac{b^2\,r^3}{R^2}, \qquad (2)$$

unde: b este vectorul Burgers al dislocaţiei; G — modulul de elasticitate al solventului; $\varepsilon'_G \dfrac{\varepsilon_G}{1-\dfrac{\varepsilon_G}{2}}$ în care mărimea ε_G, factorul de modul, are expresia $\varepsilon_G = \dfrac{1}{G}\,\dfrac{dG}{dc}$ (c = concentraţia de atomi dizolvaţi). În cazul unui atom dizolvat mai rigid, se găseşte pentru ε'_G valoarea: $\varepsilon'_G = \dfrac{\varepsilon_G}{1+\dfrac{\varepsilon_G}{2}}$.

Deci, atomul dizolvat este atras către dislocaţie cînd este mai moale decît solventul şi este respins cînd este mai rigid decît solventul.

S-a constatat experimental că durificarea soluţiilor solide depinde de valenţa elementelor de aliere (tabela 1) [4].

Tabela 1

Energia cinetică şi elastică de interacţiune a atomilor dizolvaţi cu dislocaţiile marginale de cupru

Elementul	Energia de interacţiune, eV	
	$U_{electric}$	$U_{elastic}$
Zn	0,062	0,126
Gr	0,078	0,163
Ge	0,090	0,188
As	0,130	0,272

Există deci o interacţiune electrică atom dizolvat–dislocaţie [2]. Sarcina atomului dizolvat provine din tendinţa electronilor de conducţie ai metalului să-şi uniformizeze distribuţia. Atomul dizolvat cu valenţă mai mare decît a solventului rămîne cu o sarcină pozitivă datorită deplasărilor electronilor prin cristal. Cîmpul electric al dislocaţiei provine din distorsiunea introdusă de acesta în reţea deoarece deformarea locală va modifica nivelul de energie al suprafeţei Fermi. Deasupra şi sub planul de alunecare, nivelul Fermi va fi diferit datorită presiunii hidrostatice care variază în jurul dislocației. În acest fel se formează un dipol electric prin deplasarea unor electroni din regiunea comprimată către regiunea tensionată a dislocației. Energia electrică de interacțiune [4] a dislocației cu atomul dizolvat care are o sarcină electrică q este egală cu:

$$U_{el} = \frac{1}{30} \frac{h^2 k^2}{2m} q, \tag{3}$$

unde:

h este constanta lui Planck; k — vectorul de undă; m — masa electronului.

Interacțiunea chimică atom dizolvat — dislocație este determinată de distribuția eterogenă a atomilor dizolvați în jurul unei dislocații. Distribuția eterogenă este provocată de segregația atomilor dizolvați la defectele de împachetare — mici regiuni imperfecte cu forțe de legătură diferite de ale cristalului solvent. Variația de compoziție duce la micșorarea energiei libere pe unitatea de suprafață a defectului de împachetare. Prin cercetări de microscopie electronică și cu ajutorul razelor X s-a observat (fig. 2) variația energiei defectelor de împachetare γ (în unități Gb), cu compoziția aliajelor, pentru aliaje ale argintului și ale cuprului.

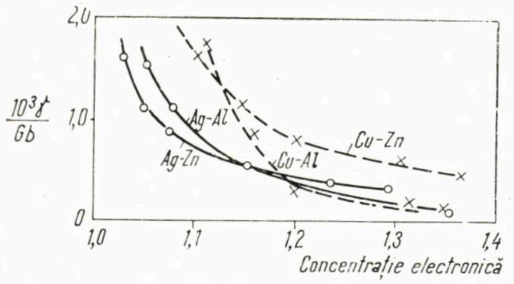


Fig. 2. Influența alierii cu elemente care formează soluții solide asupra energiei defectelor de împachetare γ, măsurată în unități Gb [11].

Pentru durificarea produsă de rezistența opusă la mișcarea dislocațiilor de către atomii dizolvați statistic uniform în rețeaua soluției solide există mai multe teorii. Mott și Nabbarro [2], [3] au fost primii care au studiat durificarea materialului metalic care conține incluziuni (atomi străini, zone Guinier-Preston, separări). Aceste particule de dimensiuni diferite creează tensiuni interne în rețeaua metalului de bază care se opun mișcării dislocației. Tensiunile interne sînt determinate de factorul de mărime și se neglijează aportul adus de diferența constantelor elastice presupunînd că particula este mai dură decît rețeaua de bază. Considerînd media aritmetică a tensiunilor interne, Mott și Nabbaro ajung la următoarea expresie a limitei de curgere în funcție de concentrație:

$$\tau_c = 2\,G\,\varepsilon c \tag{4}$$

Din această expresie se vede că rezistența cristalului depinde doar de concentrația medie a aliajului c și nu de dimensiunea incluziunii. Cercetările metalografice contrazic această concluzie deoarece se știe că rezistența unui aliaj depinde de gradul de dispersie al particulelor obținute prin diferite tratamente termice. Curbele din figura 3 arată că rezistența cea mai mare a aliajelor Al + 3,5 % Cu se obține pentru starea cu zone Guinier-Preston (curba b) față de soluția solidă (a) sau cu separări grosolane de fază secundară (c).

Considerînd mai departe media algebrică a tensiunilor se ajunge la concluzia că tensiunea va fi nulă, adică atomii dizolvați sînt astfel răspîndiți încît rezistența la deplasarea dislocației este nulă, iar durificarea lipsește. Deoarece și această concluzie contravine rezultatelor experimentale în ultima teorie Mott-Nabbaro se consideră flexibilitatea dislocației și se obține valoarea limitei de curgere:

$$\tau_c = 2{,}5\ G\ \varepsilon^{4/3}\ c \tag{5}$$

Cottrell arată că durificarea dată de formula (5) este de circa 10 ori mai mare decît cea observată. Discrepanța se înlătură considerînd flexibilitatea dislocației de alt ordin decît cel considerat de Mott și Nabbaro și ținînd cont de temperatură.

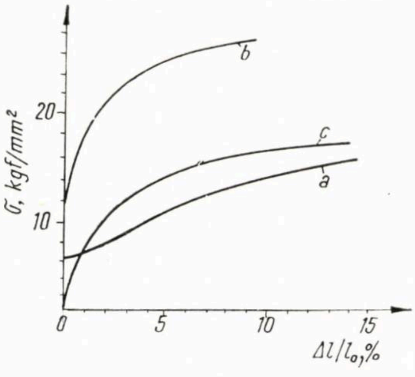


Fig. 3. Curbele de tracțiune ale aliajelor din Al +3, 5 % Cu: a — după răcirea în aer; b — răcire în aer urmată de menținere trei zile la 190°C; c — răcire în aer urmată de menținere două zile la 350°C [2].

Friedel [2] construiește o teorie presupunînd o interacțiune directă, puternică, atom dizolvat — dislocație. Expresia găsită de Friedel este asemănătoare cu cea dată de Mott și Nabbarro pentru temperaturi mai mari decît o anumită temperatură critică T_c ($T_c \sim 100$°K):

$$\tau_c = \frac{1}{4}\ G\,(\varepsilon\ c)^{4/3} \tag{6}$$

Datele experimentale din figura 4 arată că durificarea produsă de dizolvarea în cupru a diferitelor elemente în proporție de 1 %, în funcție de factorul de mărime ε [2], variază în bună concordanță cu legea $\varepsilon^{4/3}$ (linia continuă).

Fleisher consideră efectul de durificare produs de interacțiunea atom dizolvat — dislocație determinat de diferența în modulii de elasticitate [8]. Valoarea limitei de curgere determinată pe această cale se apropie mult de valoarea lui Mott și Nabbaro. Datele experimentale arată că durificarea este produsă atît de factorul de mărime, cît și de factorul de modul. În figura 5 este redată relația dintre durificarea soluțiilor solide cu bază de cupru și diferența factorilor de modul și de mărime pentru cazul dislocațiilor elicoidale [7]. Pentru unele elemente (Pd, Pt) dizolvate în cupru, factorii de mărime și de modul au efecte aproape egale: pentru alte elemente (Si, Zn), factorul de mărime produce numai 10 % din durificare în timp ce aportul factorului de modul este de 25 %.

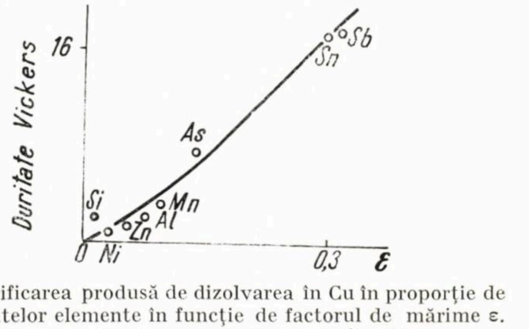


Fig. 4. Durificarea produsă de dizolvarea în Cu în proporție de 1 % a diferitelor elemente în funcție de factorul de mărime ε. Linia continuă corespunde legii $\varepsilon^{4/3}$ [2].

După cum s-a văzut mai sus, din interacțiunile atom dizolvat — dislocație rezultă segregări cu formarea ,,norilor'' sau ,,atmosferelor'' de impurități. Considerînd aceste segregații, au fost propuse mai multe mecanisme de durificare.

Din interacțiunea Cottrell (relația 1) rezultă că un atom de substituție, cu raza mai mare decît raza solventului, și un atom de interstiție vor fi atrași către regiunile dilatate ale rețelei din jurul dislocației, iar atomul de substituție mai mic va fi atras către regiunea comprimată a dislocației. Astfel, în cristalele care conțin dislocații și atomi dizolvați apar ,,atmosfere Cottrell'' sau ,,nori Cottrell''. La deformarea unui astfel de cristal pot fi două cazuri de mișcare a dislocațiilor.

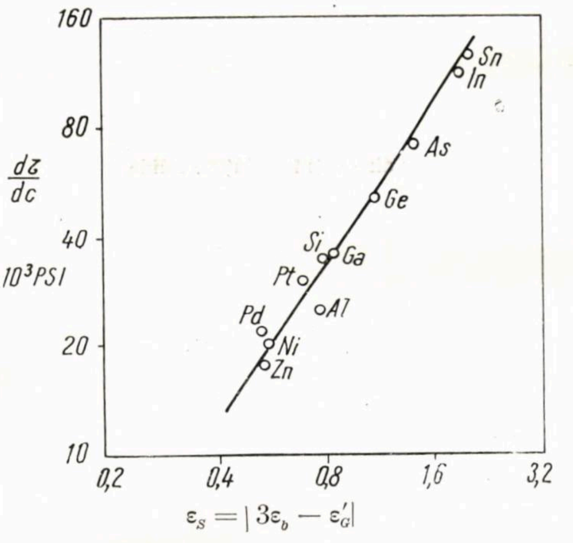


Fig. 5. Relația dintre durificarea soluției solide ($d\tau/dc$) cu bază de Cu în funcție de diferența factorilor de modul și de mărime $|\varepsilon'_G - 3\varepsilon|$ pentru cazul dislocațiilor elicoidale [7].

Dacă tensiunea aplicată este mai mică decît forța de interacțiune atom dizolvat—dislocație, dislocația nu se poate elibera de atmosferă; atmosfera se va deplasa o dată cu dislocația dar în acest caz viteza de deplasare a dislocației va fi limitată de viteza de migrare a atomilor dizolvați. Întrucît viteza de difuziune este mai mică decît viteza dislocației, acest proces este important pentru deformările lente. La viteze de deformare mai mari atomii dizolvați nu se pot deplasa împreună cu dislocația. Deformarea plastică are loc în acest caz prin smulgerea dislocațiilor din atmosferele lor. Tensiunea necesară pentru smulgerea dislocației dintr-o atmosferă condensată de atomi dizolvați este egală cu:

$$\sigma \simeq \frac{A}{b^2 R^2}, \tag{7}$$

în care: A este constanta din relația (1).

Apariția acestei atmosfere condensate este însoțită de o creștere puternică a limitei de curgere necesară pentru inițierea deformării plastice. După eliberarea dislocației de atmosfera de atomi dizolvați tensiunea necesară pentru mișcarea în continuare a dislocației scade net. Acest fenomen — fenomenul limitei de curgere — este ilustrat în figura 6 în care punctul A (curba 1) reprezintă limita superioară de curgere, adică tensiunea necesară pentru smulgerea dislocației din atmosfera Cottrell, iar punctul B, limita de curgere inferioară, egală cu tensiunea necesară pentru deplasarea dislocației eliberate prin cristal. Curba 2 corespunde cazului cînd, după eliberarea dislocației din atmosfera ei, s-a îndepărtat sarcina și s-a aplicat din nou înainte de a se reface atmosferele; fenomenul limitei de curgere a dispărut. Dacă după îndepărtarea sarcinii proba se menține un timp suficient pentru formarea prin difuzie a atmosferelor, fenomenul limitei de curgere reapare (curba 3). Limita de curgere determinată de atmosferele Cottrell este puternic dependentă de temperatură din două motive: în primul rînd la creșterea temperaturii scade concentrația de atomi dizolvați ai atmosferei; în al doilea rînd fluctuațiile termice ajută dislocației să se elibereze din atmosferă. Fenomenul punctului de curgere este foarte frecvent în metalele c.v.c. în care au fost dizolvați mai ales atomi interstițiali (de exemplu N și C în Fe). Totuși fenomenul punctului de curgere poate apare și în metalele c.f.c. de exemplu în aliajele Cu-Zn (fig. 7). Acest fenomen care dă naștere îmbătrînirii mecanice sau îmbătrînirii prin deformare este nedorit din punct de vedere practic deoarece mărește pericolul fisurării la deformarea plastică la rece.

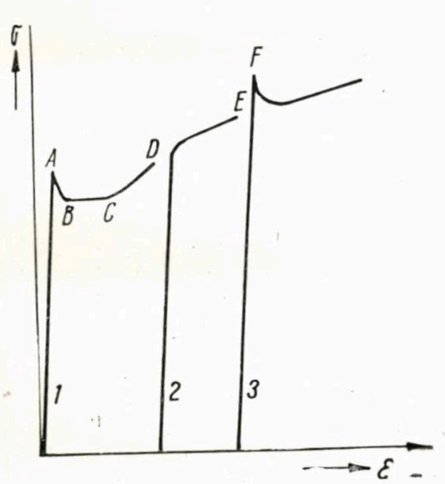


Fig. 6. Reprezentarea fenomenului punctului de curgere [1].

După cum s-a văzut interacțiunea chimică — Suzuki — duce la segregarea atomilor dizolvați în regiunea defectelor de împachetare. Pentru desprinderea dislocației de acest efect, ca și la interacțiunea Cottrell, este necesară o tensiune suplimentară care produce durificarea. Calculul tensiunii necesare pentru smulgerea dislocației din atmosfera Suzuki [5] dă următoarea expresie a tensiunii critice de forfecare:

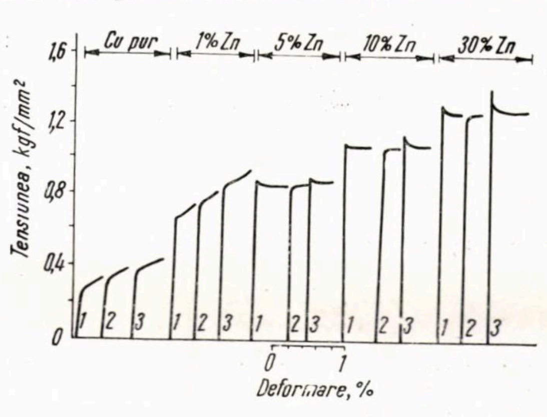


Fig. 7. Curbele tensiune—deformare pentru Cu și alamă α: 1 — prima încercare; 2 — a două încercare efectuată imediat; 3 — încercarea a doua, efectuată după menținere două ore la 200 °C [1].

$$\tau_c = \frac{2h}{V_B} H c (1-c) \frac{1 - e^{-H/RT}}{1 - c(1 - e^{-H/RT})}, \tag{8}$$

unde c este concentrația atomilor dizolvați în soluția solidă; V_B — volumul molar al atomilor dizolvați; H este proporțional cu diferența energiei defectelor de împachetare în solvent și în cristalul care conține numai atomi de tipul atomilor dizolvați; R — constanta gazelor; h — distanța dintre planurile vecine de densitate maximă.

Relația (8) arată o dependență parabolică (linie continuă) a tensiunii de concentrație a aliajului (fig. 8), dependență care coincide satisfăcător cu datele experimentale (linie întreruptă) pentru aliajele Cu-Zn la 600°K [5].

Concordanța bună a curbelor tensiune—deformare pentru aliajele cu aceeași concentrație electronică obținute prin adăugarea în cupru a unor cantități diferite de Zn-Ga-Se-As este redată în figura 9 [10]. Această concordanță nu ține seamă de diferența de mărime a atomilor și se presupune că în acest caz interacțiunea chimică este cauza cea mai importantă care produce durificarea soluțiilor solide.

De cele mai multe ori se consideră că în soluțiile solide de substituție cele două tipuri de atomi sînt așezate la întîmplare într-o rețea comună. Datele teoretice și experimentale arată că această reprezentare nu este corectă căci în aceste soluții există o tendință către ,,ordonarea apropiată'' în sensul că atomii dizolvați tind să se înconjure cu atomii de alt fel [6].

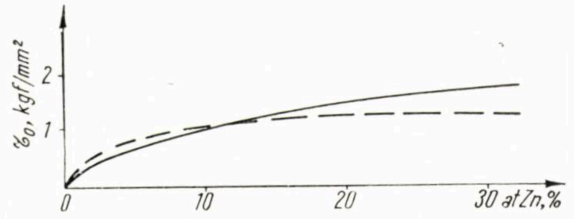


Fig. 8. Tensiunea critică de forfecare pentru aliajele Cu-Zn la 600°K ; —— – datele experimentale ; -.-.- – datele teoretice [5].

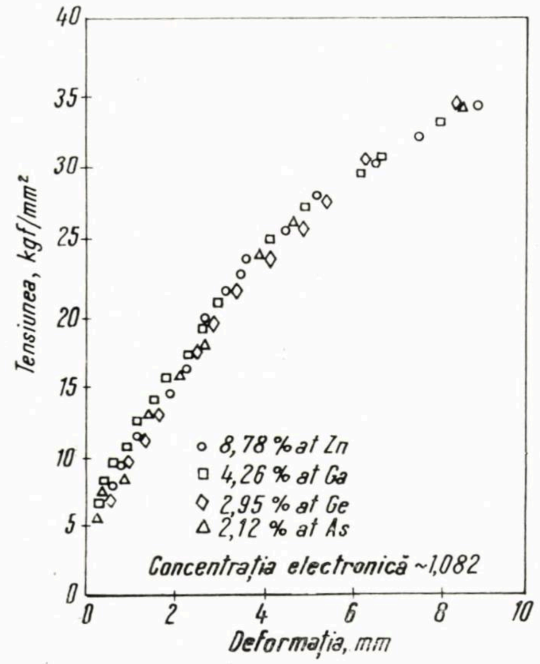


Fig. 9. Curbele tensiune – deformare pentru aliajele Cu cu aceeași concentrație electronică [10].

Deformarea acestor soluții solide duce la modificarea legăturilor corespunzătoare ordinei apropiate la numărul de legături corespunzătoare soluției solide neordonate. Pentru această micșorare a legăturii dintre atomii diferiți trebuie cheltuită o energie, deoarece energia de legătură între atomii diferiți este mai mică decît între atomii de același fel. Energia necesară pentru reanjamentul atomilor în cadrul acestui mecanism – mecanismul Fisher – este furnizată de o tensiune exterioară suplimentară.

Au fost prezentate teoriile cele mai mult circulate pentru explicarea mecanismului durificării soluțiilor solide deși fenomenele care au loc sînt încă incomplet cunoscute. Totuși se pot desprinde unele concluzii cu privire la efectul de durificare al atomilor dizolvați în soluțiile solide, faze foarte frecvente în sistemele de aliaje.

Rezistența soluțiilor solide crește cu concentrația în atomi dizolvați. Efectul de durificare este cu atît mai pronunțat, cu cît diferența de mărime și de valență a celor două tipuri de atomi este mai mare și cu cît energia de legătură dintre acești atomi are o valoare mai ridicată. Dacă se urmărește asocierea unor proprietăți fizice optime cu proprietăți mecanice corespunzătoare atunci din elementele dizolvate care duc la aceleași proprietăți fizice se vor alege acelea care au efectele de durificare cele mai pronunțate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Smallman R. E *Modern Physical Metallurgy Butterworths.* Londra, 1963.

[2] Friedel J. *Dislocații* (traducere din limba engleză). Moscova, Izd. Mir. 1967.

[3] Cottrell A. H. *Dislocations and plastic flow in crystals.* Oxford, Clarendon Press, 1953.

[4] Pavlov V. A. *Fiziceskie osnovî plasticeskoi deformații.* Moscova, Izd. Academii Nauk, 1962.

[5] Honeycombe K. W. *The effect of temperature and alloying additions on the deformation of metal crystals.* Pergamon Press, 1961.

[6] * * * *Mehanism uprocinenia tviordih tel.* Moscova, Izd. Metallurghia, 1965.

[7] * * * *The strengthening of metals.* Ed. by. D. Peckner, Reinold Publishing Corporation, 1964.

[8] Fleisher R. L. Acta Metallurgica, nr. 9, 1961, p. 996.

[9] Carlsen K. M. Honeycombe R. K. W. Journal of Institute of metals, 83, 1955, p. 449.

[10] Chalmers B. Métallurgie physique. Paris, Dunod, 1963.

[11] Mc Lean D. *Mehaniceskie svoistva metallov.* Moscova, Metallurghia, 1965.

[12] * * * *Conference report.* Journal of Iron and Steel Institute, 7, 1967, p. 718.

[13] * * **Physicall Metallurgy.* Amsterdam, Ed. by R. W. Cahn,North Holland Publ. Co., 1965.

DIN ISTORICUL METALURGIEI

2800 de ani de metalurgie a fierului pe meleagurile României

Prof. dr. ing. I. TRIPŞA, Institutul politehnic-Bucureşti
ing. I. BARBU, Institutul de cercetări metalurgice
şi dr. ST. OLTEANU, Institutul de Istorie al Academiei R. S. R.

CZ 669. 1 (498)

Anul 1968, încununat cu atîtea realizări ale poporului român sub conducerea Partidului Comunist Român, a fost anul unor remarcabile succese ale industriei şi cercetării metalurgice. El a prilejuit numeroase evenimente în industria României, evenimente legate de pornirea furnalului de 1 700 m^3, a oţelăriei cu convertizoare de 150 t, a slebingului şi a fabricii de aglomerare de la Galaţi, a noului bluming de la Hunedoara. Producţia anuală de oţel a ţării s-a apropiat de 5 mil. t. Cercetarea metalurgică s-a ridicat pe o nouă treaptă, superioară.

Dar anul 1968 a prilejuit şi două însemnate aniversări metalurgice : 250 de ani de la pornirea primului furnal industrial la Oraviţa şi 100 de ani de la prima şarjă a convertizorului Bessemer de la Reşiţa. Iată de ce s-a pus întrebarea oare cît de veche este metalurgia fierului pe meleagurile României, cît de bogată este istoria ei? Prin colaborarea strînsă dintre cercetătorii metalurgi şi istorici, pe baza ultimelor descoperiri arheologice — deosebit de rodnice în ultimul timp — s-a încercat să se răspundă la aceste întrebări. S-a constatat încă o dată că poporul român este sinteza unor străvechi civilizaţii omeneşti, care au înflorit cîndva pe aceste meleaguri, cu o structură geologică complexă, favorabilă acumulării a numeroase substanţe minerale utile. Această caracteristică a pămîntului românesc a oferit locuitorilor săi, încă din cele mai vechi timpuri, posibilitatea valorificării rezervelor miniere ale subsolului în vederea satisfacerii necesităţilor zilnice. Documente scrise şi nescrise (cele arheologice mai cu seamă), puse în circuitul ştiinţific în cea mai mare parte în ultima vreme, atestă activitatea permanentă a vechilor locuitori ai teritoriului României, de extracţie şi prelucrare a substanţelor minerale utile de bază, alături de agricultură şi creşterea vitelor.

O însemnătate excepţională a avut şi pentru vechii locuitori ai acestei ţări descoperirea fierului, care a marcat un uriaş progres în dezvoltarea forţelor de producţie, datorită avantajelor pe care le oferea. De la descoperirea lui, fierul rămîne tot timpul obiect central al activităţii productive a strămoşilor poporului român. Trecutul istoric oferă numeroase exemple care reflectă permanenta preocupare a locuitorilor timp de peste 28 de secole, în ciuda atîtor vicisitudini istorice, de extracţie şi prelucrare a acestui metal.

Cercetările arheologice efectuate în ultima vreme au demonstrat că primele mărturii privind metalurgia fierului pe teritoriul României datează din prima epocă a fierului : locuitorii României au cunoscut şi folosit fierul sub forma unor obiecte mărunte, asociate de regulă cu cele de bronz. Descoperiri cu totul recente atestă extracţia, reducerea şi prelucrarea fierului încă din secolul IX—VIII î. e. n., în aşezările halstattiene de la Babadag şi Dervent din Dobrogea. Aceste descoperiri sînt deosebit de preţioase deoarece atestă existenţa metalurgiei fierului pe teritoriul României (sub raportul reducerii minereului), cam în acelaşi timp cu cele mai vechi descoperiri similare din ţările din Europa Occidentală. Acest lucru demonstrează, ca şi în cazul metalurgiei cuprului, paralelismul în timp al acestor fenomene în cadrul unor ţări europene din zone geografice diferite.

A doua epocă a fierului (sec. IV-I î. e. n. şi sec. I. e. n.) va consacra definitiv noul metal ca „cea mai însemnată din toate materiile prime care au jucat un rol revoluţionar în istorie''. Datorită amplei sale întrebuinţări, vechile mine de fier vor fi solicitate tot mai mult, paralel cu ele fiind date în folosinţă altele noi. Este vremea cînd, în urma dezvoltării forţelor de producţie avînd la bază generalizarea metalurgiei fierului, procesul de destrămare a comunei primitive va intra într-o fază de accelerare. Se poate vorbi acum în spaţiul carpato-danubian de o civilizaţie geto-dacă, rezultată prin progresul intern milenar, activ influenţată în această a doua etapă a fierului de factorii elenic, scitic, celtic şi romanic, civilizaţie consolidată de valorificarea bogăţiilor miniere ale subsolului Daciei. La o mare dezvoltare ajunsese „siderurgia" în ultimele secole dinaintea erei noastre. Bogăţia solului şi măiestria făurarilor au dus la înfiriparea unor centre metalurgice puternice. Cercetările arheologice au scos la iveală cuptoare de redus minereul de fier, precum şi alte vestigii ale proceselor metalurgice (piatră de var folosită ca fondant, unelte şi obiecte lucrate sau în curs de prelucrare), datînd din secolele V—I î.e.n., atît pe teritoriul Transilvaniei (la Doboşeni, Bezid, Ghelar, Teliuc, Veţel, Sîncrăieni, Sarmizegetusa, Grădiştea Muncelului etc.), cît şi în spaţiul extracarpatin (la Cireşu, Baia de Fier, Teiu, Bucureşti, Cetăţeni, Burdea, Popeşti, în Ţara Românească ; la Botoşani, Poiana, în Moldova ; la Topliţa, Histria, în Dobrogea).

Centrele metalurgice, situate de obicei în apropierea centrelor miniere, obţin realizări remarcabile pentru acea vreme, creînd unele produse specifice culturii materiale a dacilor ca, de pildă, brăzdarul dacic şi „sica'', un tip de sabie curbă, specifică dacilor.

Cucerirea Daciei de către romani la începutul secolului II e. n. a dus la amplificarea valorificării bogăţiilor miniere, printre care şi exploatarea fierului. Preluînd vechea exploatare, autorităţile romane au utilizat experienţa şi cunoştinţele băştinaşilor daci şi, în plus, au adus colonişti specializaţi din cadrul imperiului roman. Izvoarele scrise şi arheologice demonstrează importanţa mare pe care au acordat-o romanii extracţiei, reducerii şi prelucrării fierului, alături de alte minereuri, în special de cel aurifer. O seamă de vestigii arheologice scot în evidenţă rolul important la elementul autohton în dezvoltarea metalurgiei fierului din Dacia, în epoca romană atît în centre ca : Ghelar, Teliuc, Grădiştea Muncelului, Cinciş, Gilău, Galbor etc., din Transilvania, cît şi în aşezări de la est şi sud de Carpaţi din afara stăpînirii romane, ca : Ţifeşti, Poiana-Dulceşti, Butnăreşti, Cocoreni, în Moldova, Mătăsaru, Jideni, Tîrgşor, în Ţara Românească. Deci, în multe dintre aceste aşezări este vorba de fapt de o continuare a preocupărilor de dinaintea cuceririi romane.

Pe linie tehnologică această continuare se exprimă prin folosirea vechilor procedee tehnice, alături de unele modalităţi de lucru de influenţă romană. Se constată, de pildă, în ceea ce priveşte făurirea uneltelor agricole, menţinerea tipului de brăzdar dacic, alături de cel de tip roman.

Părăsirea Daciei de către romani în secolul III e. n. şi migraţia popoarelor pe teritoriul României de astăzi au schimbat, după cum se ştie, cursul vieţii social-economice din Dacia. Activitatea „siderurgică" oficială, organizată, sistematică este întreruptă, nedispărînd însă complet. În vederea satisfacerii nevoilor lor stringente legate de cultivarea ogoarelor mai cu seamă, locuitorii de pe teritoriul Daciei au continuat să practice vechea lor îndeletnicire de extracţie, reducere şi prelucrare a fierului. Decăderea schimburilor economice între diferitele zone geografice, în condiţiile pătrunderii popoarelor migratoare, a favorizat din plin dispersarea îndeletnicirilor miniere, punîndu-se în valoare, într-o formă mai extinsă, mineralizaţiile secundare sărace aflate în natură, în aluviuni sau în văile rîurilor sub formă de mici lentile. Cercetările arheologice efectuate pe tot cuprinsul ţării au scos la iveală aşezări omeneşti stabile din secolele IV—X ai căror locuitori au continuat să extragă, să reducă minereul de fier şi să-l prelucreze în propriile lor ateliere.

Un exemplu de continuitate în această privinţă îl constituie descoperirile din vechile aşezări de la Dulceanca şi Tîrgşor, în Ţara Românească, unde s-au descoperit vestigii ale extracţiei şi reducerii minereului de fier şi după secolul al IV-lea. Aceleaşi preocupări au fost atestate şi în alte localităţi de la est şi sud de Carpaţi ca, de pildă, la Budureasca, Vadul Săpat, Străuleşti, Bucov, Ţifeşti, Butnăreşti, datînd din secolele IV—X. În Transilvania extracţia şi reducerea minereului de fier şi prelucrarea metalului obţinut au fost documentate la Bratei, Şoporul de Cîmpie, Bezid, precum şi într-o serie de localităţi din judeţul Mureş din perioada secolelor IV—X. Aceste mărturii, la care se pot adăuga şi altele, presupun o permanenţă a locuitorilor României pe linia preocupărilor siderurgice în această epocă de adîncă decădere din istoria întregii Europe. O deosebită importanţă prezintă constatarea că procedeele tehnice de reducere a fierului, ca şi făurirea unor obiecte şi unelte de lucru după sistemul anterior, se menţin în continuare, constituind argumentul de necontestat al transmiterii din tată în fiu a cunoştinţelor şi experienţei seculare în domeniul siderurgiei.

Perioada de oarecare linişte şi stabilitate a popoarelor de la sfîrşitul mileniului I e. n. şi începutul mileniului următor, perioadă corespunzătoare cu încheierea procesului de entogeneză românească, a oferit condiţii mai prielnice dezvoltării extracţiei şi prelucrării fierului. În secolele X—XIV, ca urmare a creşterii cerinţelor societăţii de pe teritoriul României, metalurgia fierului a cunoscut o dezvoltare deosebită în comparaţie cu epoca precedentă, fiind vorba de o intensificare a extracţiei, reducerii şi prelucrării acestui metal pe întreg teritoriul ţării. Slaba dezvoltare a schimburilor economice în acea vreme a determinat pe locuitorii din România să recurgă la valorificarea mai largă a lentilelor de mineralizaţii de limonit ce se găsesc atît în zonele de podiş, cît şi în cele de cîmpie. Aşa se explică de ce se constată o dispersare a acestor preocupări aproape în fiecare aşezare medievală timpurie.

Documentele scrise şi mai cu seamă cele arheologice atestă că, în numeroase aşezări omeneşti de pe tot cuprinsul ţării, multe dintre ele cunoscute şi din epocile anterioare, există o activitate notabilă de reducere şi prelucrare a fierului. Aşa, de pildă, la Vadul Săpat, Bucov, Dridu, Mărculeşti-Viişoara, Bucureşti, Alexandria, Malul Roşu, Bîrlogu, Cetăţenii din Vale, Verbiţa, în Ţara Românească; Garvăn, Capidava, Păcuiul lui Soare, în Dobrogea; Bîrlag, Hlincea, Bursuci, Epureni, Cîrja, în Moldova; Valea Caselor, Rimetea, Teliuc, Ghelar, Sărăsău, Rodna etc. în Transilvania, au fost descoperite sau identificate numeroase vestigii ale reducerii minereului de fier şi ale prelucrării metalului obţinut: cuptoare de redus, deşeuri de la operaţia de reducere, zgură, fragmente din fluierul foalelor, bucăţi de calcar folosit ca fondant, lupe de fier, bucăţi de minereu de fier, unelte de prelucrat fierul (nicovală, ciocan, cleşte), obiecte finite sau în curs de prelucrare, deşeuri de la prelucrare, mărturii incontestabile ale metalurgiei reducătoare şi prelucrătoare.

În epoca feudalismului dezvoltat, începînd aproximativ din a doua jumătate a secolului al XIV-lea, dezvoltarea schimburilor economice între diferitele zone geografice de pe teritoriul României a stimulat concentrarea siderurgiei în centrele bogate în zăcăminte de fier, în special în cele din Transilvania şi Banat (Ghelar, Teliuc, Rimetea, Cebza, Luncani, Tomeşti, Lăpuş, Birtin, Beiuş etc.). Rentabilitatea acestor exploatări, posibilitatea difuzării materiei prime, datorită comerţului, pe spaţii geografice întinse, au dus la abandonarea aproape completă a valorificării resurselor locale sărace, pentru care se cereau mari cantităţi de muncă în schimbul unei producţii reduse. Această situaţie se oglindeşte mai ales în săpăturile arheologice efectuate care au scos la iveală lipsa, în multe din aşezările cercetate, a vestigiilor extracţiei şi reducerii minereului de fier. În schimb se înmulţesc dovezile privind prelucrarea fierului procurat de pe piaţa tîrgurilor şi oraşelor, prelucrare care ia o mare dezvoltare.

Începînd din a doua jumătate a secolului al XIV-lea se constată unele perfecţionări în tehnica reducerii minereului de fier şi a prelucrării metalului obţinut. Una dintre cele mai mari realizări o constituie aplicarea forţei hidraulice la suflarea aerului în cuptoarele de reducere a minereului, fapt documentat, aproximativ la mijlocul secolului al XIV-lea în Transilvania şi la sfîrşitul aceluiaşi secol în Ţara Românească. Acest lucru a contribuit la perfectarea construcţiei cuptoarelor de redus, ale căror dimensiuni au fost substanţial mărite. Conscripţia urbarială a domeniului Hunedoarei din 1681—1682 înregistrează prezenţa a cinci cuptoare (numite cohuri) de topit fierul extras de la Ghelar şi Teliuc, acţionate hidraulic, cu toate uneltele necesare: cleşti, cîrlige de fier pentru tras ursul din cuptor, ţepuşă pentru zgură, tîrnăcoape, sape, lopeţi etc. Unele date de la sfîrşitul secolului al XVII-lea şi începutul secolului următor atestă existenţa şi la Baia de Fier din Oltenia a unor cuptoare de peste 2 m înălţime, ale căror foale erau acţionate hidraulic. Asemenea cuptoare nu se deosebesc ca dimensiuni de Stücköfen-urile din Silezia, de cele din Vordenberg, de cele din alte părţi ale Europei din aceeaşi vreme. Documentele dau o serie de date interesante şi în ce priveşte personalul care întreţine aceste mijloace, ca şi producţia lor. Un cuptor de pe domeniul Hunedoarei, de pildă, producea săptămînal pe la sfîrşitul secolului al XVII-lea pînă la 20 măji, adică circa 1 000 kg fier. În secolul următor producţia de fier creşte considerabil, datorită apariţiei furnalelor moderne ca, de pildă, cele din Banat de după 1718.

În această perioadă, pe lîngă micile ateliere de elaborat şi prelucrat fierul, care se găsesc în diferite sate de munte, apar unităţi industriale care în perioada de pînă la primul război mondial se transformă în cîteva grupe de societăţi capitaliste (capital particular şi capital de stat) concentrate în Banat, în regiunea munţilor Poiana Ruscă şi în cîteva unităţi în restul ţării.

În continuare se va urmări dezvoltarea siderurgiei în această perioadă de 230 de ani, din 1718 pînă în 1948, pe regiuni:

În Banat, anul 1718 marchează data care, conform cu toate documentele, reprezintă începutul producerii industriale, moderne, a fontei, pe teritoriul României. În acest an a pornit la Oraviţa primul furnal.

Încă din decembrie 1717 existau în Banat patru districte miniere care depindeau de Direcţiunea minelor din Oraviţa. Pentru ca să-şi asigure stăpînirea nelimitată a acestor bogăţii, Curtea imperială din Viena aduce colonişti din alte părţi ale imperiului. Astfel, în toamna lui 1718, au sosit la Oraviţa primii 13 mineri din Tirol, apoi un alt transport de zece mineri, doi maiştri topitori de fier, doi de aramă, doi maiştri de ciocane şi cîte un faur şi un maistru care ştiau să zidească furnale. Prin urmare, marea majoritate a lucrătorilor din mine, de la furnal şi celelalte agregate, era formată din elemente autohtone. După un an, în 1719, s-au construit două furnale la Bocșa, lîngă rîul Bîrzava. Din această perioadă se păstrează placa comemorativă care a fost turnată din fontă în 1721 la uzinele din localitate.

În 1722 se construiește uzina nouă de la Bocșa, iar în anul următor se pune în funcțiune un furnal la Dognecea.

La 26 mai 1728 administrația din Timișoara a Banatului dă dispoziție tuturor posturilor vamale să nu admită intrarea fierului în această provincie, întrucît furnalele din Banat pot asigura întreaga regiune cu fierul necesar.

La 1734 la Bocșa lucrau, la cele două furnale și în atelierul de cuie și potcoave, 176 muncitori.

Pe baza raportului întocmit de Delius Traugot Cristof, datat din 13 septembrie 1768, în care se arată că la Bocșa nu mai este loc pentru o uzină nouă, curtea imperială aprobă, la 31 octombrie 1768, construirea uzinelor noi la Reșița. Lucrările începute după un an au permis punerea în funcțiune a două furnale la 3 iulie 1771, urmate de trei ateliere pentru drugi de fier, unul pentru fier de scule, un atelier de poleit, apoi un ,,cheresteu'' și șoproane pentru cărbuni. La aceste lucrări au luat parte 17—21 zidari, 18—23 tîmplari și dulgheri și 172 — 80 lucrători cu ,,robotul'', români adunați de la sate. În afară de aceasta, au mai participat 48 de care sau căruțe de ,,robot'' cu oamenii și animalele necesare, deci în total 207—220 muncitori, în marea lor majoritate români care locuiau în localitatea numită anume ,,Reșița română''.

Cele mai multe date privind dezvoltarea uzinelor de la Reșița în această perioadă sînt cuprinse în lucrarea învățatului de origine italiană Francisco Griselini, care a vizitat în 1775 Banatul, lucrare apărută în 1778. Autorul arată că: ,,Minereul îndată ce iese din munți se transportă la cuptorul cel mare din Reșița. Pentru a grăbi topirea i se adaugă și calcar, care împiedică ca sulful să se desfacă atît de repede de minereu. Cuptoarele de topit sînt zidite din piatră cioplită și căptușite în interior cu lut, care rezistă focului''.

Nu mai puțin interesantă este descrierea lui Griselini asupra felului în care se prelucrează oțelul: ,,Fierul, care iese de la topire, se bate cu ciocane în drugi, apoi se așează pe o vatră specială al cărui cămin trebuie să fie scund și așa fel zidit ca focul să poată fi cît mai mult concentrat. Toată arta pentru fabricarea oțelului constă în reglarea focului în instalația suflătoarelor, în precauția cu care la timpul potrivit se aruncă drugilor înroșiți zgura trebuincioasă, în a scoate drugii la timp potrivit din foc, în repetată și necontenită batere cu ciocanul și în răcirea în albia cu apă, în care de asemenea se obișnuiește a se pune zgură''.

O altă operație, mai grea, este aceea prin care fierul se întinde, subțiindu-se prin baterea cu ciocanele, făcîndu-se în mod iscusit propriu pentru orice întrebuințare. Aici s-au fabricat obuze, bombe de diferite calibre, granate, tunuri, obuziere, mortiere, sobe de fier, căldări, topoare și alte unelte''.

Griselini a observat la fața locului că la exploatările miniere ale celor patru administrații de mine din Banat, precum și la Ciclova și Bocșa, pe lîngă lucrătorii germani, ,,se găsesc destui valahi cărora nu le lipsește nici destoinicia și nici experiența''.

Producția Reșiței din această vreme se ridica, de exemplu în 11 luni din 1778, la un total de ,,2 726 măji vieneze —, circa 140 tone fontă, adică 8—9 măji pe zi''.

La patru vetre de foc (cuptoare de pudlaj) s-au produs, în 1857 de zile de lucru, 3 223 măji și 93 de funți de fier forjat. La o vatră specială s-au produs, în 213 zile de muncă, 814 măji și 80 funți de fier lat. La cele două ciocane de forjă, în 444 zile de muncă, s-au produs 2 363 măji și 10 funți fier de scule.

În 1814 cele două furnale din Reșița au produs 19 980 măji — circa 1 000 tone — de fontă. S-au mai produs 6 331 măji — 30 tone — de fier forjat.

Revoluția de la 1848 întrerupe activitatea uzinelor, așa încît abia după doi ani Reșița este din nou în plină activitate.

De semnalat, cu ocazia revoluției din 1848, este faptul că la Reșița, printre membrii gărzii naționale revoluționare, se întîlnesc o serie întreagă de muncitori metalurgiști români, dintre care: Dumitru Craiovan și Vasile Jian — furnaliști, Ștefan Dobrescu, Mihai Ioviță și Alexandru Costeanu — forjori; Jian Ilie, Athanasie J. și Groza Ioan — turnători — formatori, alături de muncitori, meseriași și funcționari germani, maghiari și sîrbi.

În 1854 guvernul austriac și curtea imperială, ajungînd într-o situație gravă financiară, cedează unor societăți particulare căile ferate înființate de stat, precum și cîteva mine de cărbuni din Boemia și toate minele, uzinele și domeniile din Banat. Astfel, societatea ,,Königlich — Kaiserliche Österreichische — Staats — Eisenbahn — Gesellschaft'', prescurtat STEG, preia cele mai importante linii, precum și toate minele și uzinele pomenite mai sus.

În afară de diferite terenuri și domenii vîndute, acestei societăți i-au mai fost cedate, prin contractul încheiat la 1 ianuarie 1855, și următoarele: ,,1. minele de aramă din Oravița și Ciclova cu uzinele și atelierele lor; 2. minele de aramă, argint și fier din Dognecea; 3. minele de aramă și fier din Sasca cu uzina lor; 4. minele de cărbuni din Doman, Cuptoare și Secul; 5. minele de aramă și uzinele din Moldova; 6. minele de cărbuni din Steierdorf—Anina; 7. uzinele și atelierele din Reșița și Văliug; 8. uzinele de fier din Ciclova; 9. uzinele de fier și aramă din Bocșa; 10. minele de fier din Ocna de fier și Slamina cu toate minele de fier și aramă, care erau în posesia statului''.

În epoca imediat următoare societatea trece la extinderea uzinelor și la înzestrarea fabricilor cu mașini moderne, mai ales pentru a putea furniza materialele necesare măririi rețelei de căi ferate. În 1858 se construiesc un furnal la Sasca și două la Dognecea, iar în 1862, alte patru la Anina.

În 1851 s-au produs la Reșița primele șine de cale ferată care au fost folosite pentru construcția căii ferate Oravița — Buziaș, iar în 1872 s-a construit prima locomotivă.

În 1868 s-a pus în funcțiune la Reșița primul convertizor Bessemer la numai cîțiva ani după pornirea primelor instalații de acest fel în Anglia, iar în 1876, primele cuptoare Martin. Producția de oțel Bessemer a variat în primii 30 de ani între 2 000 și 36 000 t/an, producția de oțel Martin între 1 000 și 37 000 t/an, iar producția de laminate a uzinelor Reșița s-a urcat, la sfîrșitul secolului trecut, la 48 000 t/an.

Interesant din punct de vedere istoric este faptul că în această perioadă ,,STEG-ul'', care era o societate anonimă monopolistă tipică, cu caracter internațional, este în același timp și suzerană feudală, avînd dreptul de robot, vînătoare, patronaj asupra bisericii, administrației și învățămîntului, ca oricare nobil feudal. Este un fenomen tipic de menținere a unor relații feudale chiar în epoca de apariție a capitalismului monopolist și de strînsă îmbinare a acestor relații.

★

La numai doi ani de la pornirea primului furnal industrial în Banat, în 1720, se pune în funcție primul furnal și în munții Poiana Ruscă, în comuna Luncani. De-a lungul celor două secole care urmează, în această regiune se mai construiesc 19 furnale, amplasate în localitățile: Toplița (1—1754), Govăjdia (1 — 1813), Rușchița (2 — 1828), Rusca (4 — 1830), Nadrag (2 — 1847), Căvăran (1 înainte de 1858), Lozna (1—1865), Călan (2 — 1871) și Hunedoara (5—1884).

În afară de aceste furnale au existat diferite cuptoare cu cuvă pentru produs lupe la Densuș și Zlaști.

Primul furnal construit în această regiune la Luncani a fost completat în 1734 cu o fierărie, dar în a doua jumătate a secolului al XVIII-lea întreaga instalație a fost distrusă de către locuitorii din comună, care erau obligați să execute munca la acest furnal, sub formă de robot. Abia în 1840 furnalul a fost refăcut.

Furnalul de la Govăjdia a fost construit nu departe de locul unde cu aproape un mileniu în urmă funcționa cuptorul din Valea Caselor-Ghelari. În uzinele din această regiune se produce mai ales fontă cenușie dar și unele cantități de fier pudlat (uzinele din Călan) sau oțel de cuptoare Martin sau convertizor acid (uzinele din Hunedoara).

În primul deceniu al actualului secol producția de fontă a ajuns (în anul 1905) la 9 000 t la Govăjdia, 6 000 t la Nădrag, 23 107 t la Călan și 70 397 t la Hunedoara.

Numărul salariaților a fost de 325 în 1898 la Rușchița, 1 122 în 1903 la Nadrag, 435 în 1903 la Călan și 1 920 în 1904 la Hunedoara.

La începutul secolului al XX-lea aproape toate secțiile de furnale din această regiune își încetează activitatea, rămînînd în funcțiune numai cîteva furnale la Hunedoara. Abia în 1934 se repornește un furnal la Călan.

★

Celelalte secții de furnale, care au funcționat în diferite perioade, au fost risipite pe întreg cuprinsul patriei. Astfel încă din anul 1784, s-au construit trei furnale la Iacobeni, iar în secolul următor, în timp de 33 de ani, s-au construit 13 furnale în cele mai diverse localități, ca : Vașcău (1833), Petroasa (1843), Dezna Nouă, Restirata de sus și Restirata de jos (1844—1854), Moneasa (1854), Vlahița (înainte de 1858), Filea, Covasna, Păduroiul-Strîmbul (1858), Gura Humorului, Stulpicani (1866) . Din toate aceste furnale au rezistat schimbărilor condițiilor tehnico-economice numai furnalele de la Vlahița, unde și astăzi se produce o fontă de calitate superioară în două furnale mici, reducînd minereul de fier cu mangal.

Se mai semnalează furnale vechi la Doboșeni și la Bodvai. În toate furnalele pomenite, combustibilul folosit la început era mangalul fabricat în bocșă și abia mai tîrziu cocsul, importat la început din Silezia. Primele încercări de cocsificare a cărbunilor de la Anina datează din 1858.

În anul 1862, prin punerea în funcțiune a cocseriei de la Anina, se asigură primele cantități de cocs fabricat în țară, iar după doi ani pornește și cocseria de la Reșița.

În 1900 se produc primele cantități de cocs la cocseria de la Lupeni, care folosește cărbuni de Valea Jiului. În același timp, în diferite perioade, la unele uzine ca, de exemplu, la Călan, s-a încercat folosirea directă a huilelor în furnal.

Dacă în secolul al XIX-lea și în perioada de dinaintea primului război mondial, industria metalurgică din România a ținut pasul cu progresele realizate în alte țări (convertizoarele Bessemer și cuptoarele Martin au fost construite numai la circa 12 ani de la realizarea în lume a primelor agregate în acest fel), în perioada dintre cele două războaie mondiale s-a înregistrat o importantă rămînere în urmă.

Lipsa de interes manifestată de regimul burghezo-moșieresc și goana capitaliștilor după obținerea unor profituri rapide cu cheltuieli cît mai mici a făcut ca, în anul 1938 (cînd producția metalurgică mondială a atins nivelul maxim antebelic), capacitatea agregatelor din România să fie utilizată numai în proporție de 50% la furnale și de 75% la oțelării și laminoare.

România rămăsese în privința industriei metalurgice, una din ultimele țări din Europa, producîndu-se în anul 1938 numai : 80 000 t cocs metalurgic ; 133 000 t fontă ; 284 000 t oțel ; 319 000 t laminate finite (parte fiind realizate din țagle importate).

Producția medie de oțel pe cap de locuitor a fost de numai 18,2 kg față de 44 kg în Polonia, 69 kg în Ungaria și 140 kg în Cehoslovacia.

La finele ultimului război situația industriei metalurgice din România era și mai grea, ajungîndu-se în anul 1945 la o producție de numai 55 000 t fontă și 148 000 t oțel.

Preluarea puterii de către clasa muncitoare și naționalizarea industriei au însemnat o etapă nouă pentru industria metalurgică ; ca urmare a reconstruirii și modernizării vechilor agregate siderurgice, încă din anul 1951 producția de fontă reprezenta 250%, iar cea de oțel, 210% față de 1938.

O dezvoltare puternică a cunoscut industria metalurgică în perioada planurilor cincinale. În perioada 1951—1968 s-au reconstruit secții întregi ale uzinelor siderurgice și s-au construit uzine noi. S-a urmărit construirea unor agregate moderne la nivelul tehnic cel mai ridicat pe plan mondial. De asemenea, s-a urmărit amplasarea cît mai judicioasă a noilor uzine, astfel ca repartizarea industriei pe suprafața țării să fie cît mai potrivită condițiilor social-economice existente. S-au creat astfel centre noi metalurgice la Roma, Iași, Buzău și Galați. În urma acestor măsuri producția anului 1968 reprezintă, față de cea a anului 1948 (în care s-au naționalizat principalele mijloace de producție), de 17 ori mai multă fontă, de 14 ori mai mult oțel, de 12 ori mai multe laminate. Pe cap de locuitor s-au produs în 1968 peste 250 kg de oțel.

Pentru realizarea acestor creșteri însemnate de producție, s-a pus în funcțiune la uzina „Victoria"-Călan, în anul 1952, un furnal de 250 m^3, primul furnal proiectat și construit de specialiștii români (în trecut chiar reparațiile capitale ale furnalelor se făceau de societăți și specialiși străini).

La Combinatul siderurgic — Hunedoara se modernizează încărcarea furnalelor 1 și 4 și se construiește un furnal de 450 m^3, urmat în anul 1956 de un furnal de 700 m^3. La aceste furnale s-a introdus, pentru prima dată, mecanizarea și automatizarea operațiilor de încărcare prin vagonul cîntar, schip și distribuitor rotativ Mac-Kee ; s-au introdus, de asemenea, automatizarea încălzirii aerului, mecanizarea operațiilor de destupare și astupare a furnalelor, dotarea cu aparatură modernă de măsură și control, instalații anexe pentru turnarea fontei, granularea zgurei etc. La uzina „Victoria"—Călan s-a reconstruit furnalul nr. 1, mărindu-i-se volumul la 250 m^3.

La C. S. Reșița se înlocuiesc cele două furnale de 250 m^3 cu două furnale moderne de 700 m^3. Se începe construirea marilor furnale cu volum util de 1 000 m^3, primul dat în exploatare în anul 1962, al doilea, în anul 1967 (ambele la Combinatul siderurgic — Hunedoara) și a furnalului de 1700 m^3 de la C. S. Galați, care a intrat în funcțiune în 1968.

Dacă la naționalizare se găseau în țară șapte furnale cu un volum util total de numai 1 590 m^3, astăzi România posedă un număr de 13 furnale, cu un volum util total de circa 7 680 m^3 (în 1968).

Este de observat că, în timp ce numărul de furnale a crescut cu circa 50%, volumul util total a crescut cu circa 50%, adică s-a mers pe construirea de agregate mari, moderne, mult mai productive și mai economice.

Paralel cu producția de fontă s-a dezvoltat și producția de oțel și laminate, precum și producția unor ramuri metalurgice noi.

Astfel, de unde la naționalizare existau doar șase cuptoare Martin de 50 t și unul de 100 t la Reșița, patru cuptoare între 17 și 30 t la Oțelul roșu, patru cuptoare de 25 t la Hunedoara și cîteva cuptoare electrice și Martin mici în turnătoriile întreprinderilor constructoare de mașini, astăzi la Reșița sînt cinci cuptoare cu capacitatea între 110 și 250 t, la Hunedoara opt cuptoare de 400 t și cinci cuptoare de 80 t, iar la Oțelul roșu, patru cuptoare de 60 t.

Numai noua oțelărie Martin de la Hunedoara produce singură peste 2,5 mil. t oțel pe an, un singur cuptor Martin de 400 t producînd aproximativ aceeași cantitate de oțel pe care o producea România înainte de război.

De curînd, la Combinatul siderurgic — Galați a intrat în funcțiune oțelăria cu convertizoare cu oxigen, agregate de înaltă tehnicitate, care asigură o productivitate de aproape zece ori mai mare decît a cuptoarelor Martin de aceeași capacitate. Moderna oțelărie de la Galați, dotată cu trei convertizoare de 150 t, va produce pînă la 2,5 mil. t oțel pe an.

Uzinele au fost dotate cu moderne și puternice bluminguri, laminoare continue de profile, tablă și sîrmă. Slebingul de la Galați și laminorul de țevi de la Roman sînt dintre cele mai puternice din lume.

Pe lîngă dezvoltarea producției de oțel și laminate, s-au dezvoltat și ramurile metalurgice care condiționează, prin produsele pe care le pun la dispoziție, sporirea producției de metal, ca : industria cocsochimică (cocs și gaze combustibile), industria materialelor refractare și industria produselor cărbunoase (electrozi, masă carbonică etc.).

Înaintea celui de-al doilea război mondial, producţia de cocs din ţară era de 80 000 t pe an, realizîndu-se la Reşiţa în două mici baterii de cocsificare. În 1952 s-a pus în funcţiune la Reşiţa o a treia baterie de cocs cu capacitatea de 40 000 t/an.

Dezvoltarea în continuare a producţiei de cocs era limitată de lipsa cărbunilor cocsificabili, cărbunii din Valea Jiului, principalul bazin carbonifer din ţară, avînd un conţinut de volatile ridicat. În urma unor studii şi cercetări laborioase, efectuate de specialiştii români, s-au putut stabili, încă din anul 1952, premisele fabricării cocsului metalurgic din cărbuni necocsificabili, în amestec cu 15—18% semicocs, fabricat la rîndul lui tot din cărbuni necocsificabili prin degazare parţială. A devenit astfel posibilă crearea unei mari uzine cocsochimice la Hunedoara, construită din patru baterii care au intrat în funcţiune succesiv în anii 1955, 1960, 1961, atingînd în prezent o producţie de peste 1 milion tone pe an.

Ca rezultat al perfecţionării procesului tehnologic, rezistenţa cocsului la proba Micum a crescut de la 56%, în 1956, la peste 72%, în ultimii 3 ani, ceea ce a permis — pe de o parte — folosirea cocsului la furnale de capacităţi tot mai mari, iar pe de altă parte, o reducere substanţială a consumului de cocs pe tona de fontă, de la 1 050 kg/t în 1960 la circa 660 kg/t în prezent.

Produsele refractare, care constituie unul din principalele materiale auxiliare ale industriei siderurgice, se fabricau pînă în anul 1945 în cantităţi neînsemnate, la o secţie de cărămizi silica de la uzinele Reşiţa, la fabrica de produse refractare ,,Vulturul'' — Comarnic, precum şi în cadrul unor întreprinderi de cărămizi obişnuite. Inzestrarea cu utilaje a acestor întreprinderi era necorespunzătoare, iar produsele lor erau de slabă calitate.

Imediat după 23 August 1944, producţia de refractare înregistrează o creştere importantă, ajungîndu-se de la o producţie de 13 000 t/an la 66 000 t în 1950.

În 1949 se pune în funcţiune la Turda fabrica de produse silica, cu o capacitate de 9 000 t pe an, care apoi se reconstruieşte în 1959 la o capacitate de 18 000 t pe an. În prezent această fabrică produce circa 26 000 t anual.

Prin reprofilarea fabricii de la Azuga şi prin aplicarea, în anul 1953, a procedeului de şamotizare a argilelor în cuptorul rotativ, s-a obţinut o creştere a producţiei de aproape 30%. La această fabrică se aplică un procedeu modern românesc de formare semiuscată a produselor, procedeu generalizat şi în alte ţări.

Succesiv au fost reconstruite şi modernizate fabricile de refractare Aleşd, Pleaşa, ,,Răsăritul''-Braşov şi ,,Vulturul''-Comarnic.

Pentru dezvoltarea în continuare a producţiei de cărămizi silico-aluminoase, s-a proiectat şi s-a construit, iar în anul 1965 a intrat în funcţiune, moderna fabrică de produse refractare de la Alba Iulia, cu o capacitate de 100 000 t pe an cărămizi şi 150 000 t şamotă anual.

De asemenea, Fabrica de produse refractare-Dej şi secţia de produse a fabricii ,,Victoria socialistă'' din Turda produc în ultimii ani cărămizi refractare bazice, realizînd , în anul 1968, o producţie de 11 000 t. Faţă de perioada antebelică, producţia realizată este de circa 24 ori mai mare.

Dacă înainte de naţionalizare majoritatea produselor cărbunoase şi abrazive se importau, prin construirea, în anii socialismului, a uzinei ,,Carbochim''—Cluj, s-a reuşit să se asigure aproape în întregime necesarul de produse cărbunoase şi abrazive , iar prin lărgirea ulterioară a producţiei şi sortimentelor , să se exporte o parte din ele.

Din exemplele arătate rezultă că România a reuşit ca în decurs de numai 20 de ani să construiască o modernă industrie metalurgică care-i permite să ocupe locul 16 în lume printre ţările producătoare de oţel.

Prin intrarea treptată în funcţiune a noi agregate la Combinatul siderurgic-Galaţi, producţia de oţel a României va depăşi 6,7 mil. t în anul 1970, ceea ce va însemna pe cap de locuitor circa 315 kg.

Dacă în prima perioadă a dezvoltării industriei metalurgice s-a pus accentul în special pe lărgirea capacităţii de producţie şi avînd în vedere condiţiile de pionierat existente atunci — problemele calităţii producţiei şi ale indicatorilor tehnico-economici nu au putut fi rezolvate întotdeauna în mod optim —, ulterior s-a ajuns ca şi din aceste puncte de vedere industria metalurgică din România să fie adusă la nivelul industriilor metalurgice din ţările avansate.

Pe scurt, măsurile care s-au luat în această privinţă au fost următoarele :

— construirea de capacităţi noi de producţie cu performanţe ridicate (furnale de 1 000 şi 1 700 m^3, cuptoare Martin de 400 t, laminoare continue etc.) ;

— modernizarea utilajelor şi instalaţiilor existente (furnalele vechi de la C. S. Hunedoara, cuptoarele Martin de la Reşiţa şi uzina Oţelul roşu, blumingul de la Hunedoara, trefilăriile de la Cîmpia Turzii şi Brăila, laminoarele de tablă subţire de la Galaţi etc.) ;

— introducerea pe scară largă a mecanizării şi automatizării proceselor de producţie, ceea ce asigură realizarea în prezent a peste 90% din producţia de fontă şi oţel în agregate automatizate ;

— dezvoltarea cu precădere a fabricării acelor produse metalurgice care ajută la punerea în valoare a resurselor naturale ale ţării (producţia de ţevi pentru industria petrolieră, producţia de tablă pentru şantierele navale, producţia de sîrmă, producţia de cabluri, electrozi, bare trase, lanţuri etc.) ;

— reducerea consumurilor specifice în special la materialele deficitare care se importă şi în primul rînd la cocs prin : prepararea minereurilor şi ridicarea conţinutului lor de fier, utilizarea gazului metan, mărirea temperaturii vîntului etc. Prin aceste măsuri numai la cocs metalurgic s-a economisit, în perioada 1960—1968, circa 1 mil. t. ;

— îmbunătăţirea calităţii producţiei şi dezvoltarea cu precădere a producţiei de calitate superioară mai economică. Astfel, în ultimii ani, a crescut simţitor ponderea producţiei oţelurilor de calitate (aliate şi carbon). Peste 30% din producţia totală de oţel o reprezintă oţelurile calmate ; 6,3% sînt oţeluri aliate. Se stăpîneşte producerea în masă a oţelurilor de rulmenţi elaborate după normele S. K. F. sau a oţelurilor de osii după normele U. I. C. De asemenea s-a îmbunătăţit mult calitatea la întreaga producţie metalurgică ;

— s-a mărit capacitatea de producţie la Fabrica de ţevi—Roman şi se intensifică fabricarea de ţevi cu caracteristici superioare pentru industria petrolieră, ţevi de precizie, ţevi din oţeluri aliate etc. ;

— la Uzina metalurgică — Iaşi s-a construit o secţie de profile îndoite din bandă, s-au dat în funcţiune şi mai sînt în curs de construire la Buzău importante capacităţi de producţie pentru : sîrmă, bare trase, electrozi de sudură şi lanţuri, ameliorîndu-se prin aceasta structura producţiei de laminate din România şi apropiind-o de aceea din ţările cu o industrie metalurgică avansată ;

— s-a introdus procedeul de laminare în domeniul toleranţelor negative, obţinîndu-se reduceri de greutate de 1—2%, ceea ce reprezintă o economie anuală de metal de peste 10 000 t ;

— s-a aplicat şi s-a extins procedeul de fasonare semiuscată a produselor refractare, ceea ce a avut ca urmare ridicarea calităţii cărămizilor de şamotă al căror consum a scăzut în oţelării cu peste 8% ;

— s-a extins acţiunea de recuperare a produselor auxiliare rezultate din procesele metalurgice, ca zgurele de furnale, produsele chimice de la cocserii etc. ;

— s-a dezvoltat activitatea de cercetare, în special pentru următoarele obiective : lărgirea bazei de materii prime necesare industriei metalurgice ; asimilarea de produse noi ; reducerea consumurilor specifice ; îmbunătăţirea calităţii produselor.

Institutul de cercetări metalurgice şi-a lărgit în permanenţă activitatea de cercetare, reuşind să rezolve probleme cheie ale metalurgiei din România, cum au fost : fabricarea cocsului din cărbuni necocsificabili, utilizarea gazului metan la furnale și oțelării, reducerea pierderilor rezultate la șutarea lingourilor, cu 2—3%, prin utilizarea pulberilor termogene și termoizolante (TERMICEM), asimilarea de numeroase mărci superioare de oțeluri, laminarea cu toleranțe negative.

S-au înființat secții de cercetare în principalele uzine metalurgice și s-au dotat cu aparatură modernă de laborator ; s-au dezvoltat laboratoarele existente în toate întreprinderile metalurgice, ceea ce a permis să se facă neîncetat progrese în ridicarea calității produselor și a indicatorilor tehnico-economici ai producției.

Principala orientare de perspectivă în dezvoltarea industriei metalurgice a României este satisfacerea necesităților, în continuă creștere, de oțel și de aliaje ale economiei naționale prin punerea în funcțiune a unor importante obiective industriale la Galați, Cîmpia Turzii, Roman, Reșița, Oțelul roșu.

În ceea ce privește structura producției, un loc de seamă îl ocupă realizarea unor noi capacități pentru dezvoltarea producției de oțeluri speciale și prelucrarea avansată a metalului, a secțiilor de ajustare, a laminoarelor, în scopul asigurării unor laminate cu caracteristici fizico-mecanice superioare, care să acopere toate cerințele sectorului construcției de mașini.

Prin intrarea în funcțiune a laminoarelor de la Galați, ponderea produselor plate în producția totală de laminate va crește în anul 1970 pînă la 40%, asigurînd în acest fel necesarul intern și apropiind structura producției metalurgice de structura producției țărilor cu industrie mai înaintată.

Se va intensifica preocuparea pentru mai buna utilizare a metalului prin restrîngerea numărului de mărci de oțeluri cu caracteristici scăzute și înlocuirea lor cu altele superioare (inclusiv inoxidabile și carbon de calitate).

Concluziile care se desprind din succinta prezentare a gloriosului drum de peste 28 de secole a siderurgiei pe pămînt românesc scot la iveală în primul rînd tradiția îndelungată a acestui nobil și pasionant meșteșug, a cărei vechime este aceeași ca și în cele mai renumite regiuni metalurgice din Europa.

În al doilea rînd, iese la iveală unitatea strînsă — din cele mai vechi timpuri — a populației de pe toate meleagurile acestei țări, în toate regiunile fiind descoperite numeroase vestigii ale acelorași activități miniere și metalurgice.

În urma acestui studiu se confirmă încă o dată continuitatea poporului român pe acest pămînt străbun, meșteșugul făurarilor transmițîndu-se nealterat din tată în fiu, din generație în generație, de-a lungul secolelor.

Se constată cu bucurie nivelul tehnic dezvoltat și receptivitatea față de nou, care au caracterizat siderurgia de pe acest teritoriu în secolele al XVIII-lea și al XIX-lea și marile realizări ale industriei metalurgice românești din anii socialismului. Într-adevăr în cei 20 ani de la naționalizarea industriei s-au produs în total aproximativ 38 mil. t oțel, adică de 2,7 ori mai mult decît totalul aproximat de 14 mil. t oțel și fontă produse aici din cele mai îndepărtate timpuri pînă la naționalizarea industriei.

RECENZIE

G. Pomey și P. Rabbe. RUPTURES DE FATIGUE DES PIÈCES DE MACHINES. CLASSIFICATION ET ANALYSE (Ruperea prin oboseală a pieselor de mașini. Clasificare și analiză). *Paris, Ed. Dunod, 1968*

Cartea, elaborată de fapt de un colectiv mai larg, după cum se va vedea mai jos, își propune să reunească, sub forma unui album, cele mai reprezentative moduri de rupere a pieselor solicitate la oboseală.

Autorii au selectat 80 de cazuri (din cele peste 200 pe care le-au analizat) pe care le-au prezentat după criteriul modului de solicitare al pieselor în condiții de exploatare normală.

Lucrarea este compusă din două părți principale și anume : o prezentare a problemei ruperilor prin oboseală, prin intermediul a trei capitole cu caracter general și fișele propriu-zise elaborate de G. Pomey și P. Rabbe, organizate pe baza unui sistem zecimal, în care este prezentat detaliat fiecare caz în parte.

Capitolele cu caracter general au fost elaborate de personalități recunoscute în domeniu și tratează : aspectele caracteristice ale ruperilor prin oboseală în funcție de natura solicitărilor, forma pieselor și condițiile exterioare (R. Cazaud) ; tehnica examinării suprafețelor pieselor rupte prin oboseală (H. de Leiris) ; examenul la microscopul electronic a suprafețelor de rupere prin oboseală (G. Henry și J. Plateau).

Ele au fost introduse pentru a ușura înțelegerea și a explica modul în care s-a efectuat analiza cazurilor de rupere prin oboseală prezentate în fișele propriu-zise.

Cititorul găsește la începutul părții a doua a lucrării o clasificare detaliată a cazurilor analizate, în afară de cea bazată pe modul de solicitare al piesei și anume : în ordine alfabetică a pieselor și în funcție de cauzele ruperii.

Fișele au fost întocmite pe baza unei scheme cadru ce conține următoarele puncte ; tipul piesei accidentate ; natura metalului și tratamentul termic ; solicitările, în condițiile unui serviciu normal, în regiunea avariată ; examenul casurii (poziție, întindere, aspect) ; discutarea cazului (deducții ce se pot face în urma analizării casurii, circumstanțe anormale ce au putut eventual acompania ruperea, remarci privind comportarea în exploatare a altor piese identice) ; concluzii (cauzele prezumate ale accidentului).

Fiecare caz de rupere este minuțios analizat cu o exemplificare grafică corespunzătoare din punct de vedere al necesităților de prezentare și clarificare (160 figuri dintre care 50 microfractografii electronice).

Prin selecția întocmită, autorii au reușit să înfățișeze un număr foarte variat de piese, din cele mai diverse, lar cae ruperile prin oboseală pot produce avarii. Astfel, sînt analizați : arbori de transmisie, arbori cotiți, arcuri, șine de cale ferată, roți dințate, longeroane, cilindri de laminor, rotori și pale de rotor, biele, bare de torsiune etc.

Cu toată această diversitate de piese, autorii au realizat o prezentare echilibrată atît din punct de vedere al diferitelor moduri de solicitare al pieselor, cît și al cauzelor ruperii.

Astfel, din punct de vedere al cauzelor ruperii, situația pieselor analizate se prezintă astfel : 20% defecte de proiectare, 20% exploatare în condiții necorespunzătoare, 60% material necorespunzător.

De asemenea, se analizează nu numai piese din oțeluri laminate sau forjate din oțel, ci și piese turnate sau realizate din aliaje ușoare.

Prin conținutul și nivelul de prezentare, lucrarea se adresează în primul rînd inginerilor și tehnicienilor din industria construcțiilor de mașini, care proiectează, produc sau exploatează cele mai diferite utilaje. Ea este utilă și inginerilor din sectoarele de cercetare și studii ale industriei metalurgice și construcției de mașini.

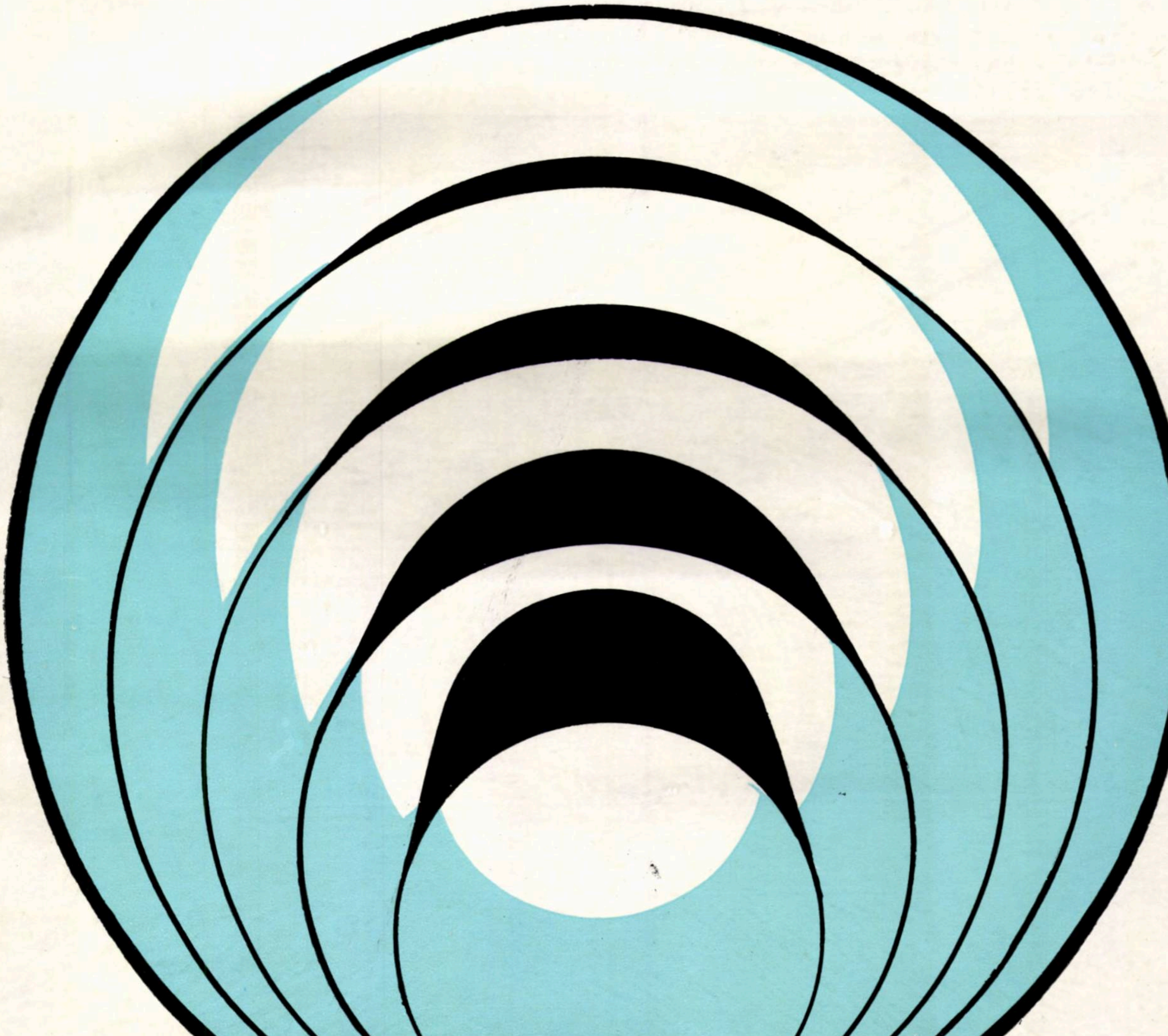
Ing. *N. LAȘCU-SIMION*

1983

UZINA
de
TEVI ROMAN

Vă oferă:

- conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168—377 mm;
- burlane de foraj cu diametrul de $6^5/_8$ — $12^3/_4$ inci;
- prăjini grele de foraj cu diametrul de $4^3/_4$ — 8 inci;
- prăjini pătrate pentru antrenare, de $3^1/_2$ — 6 inci;
- ţevi diverse, pentru turboburi, cămăşi de pompe, tampoane, racorduri speciale.

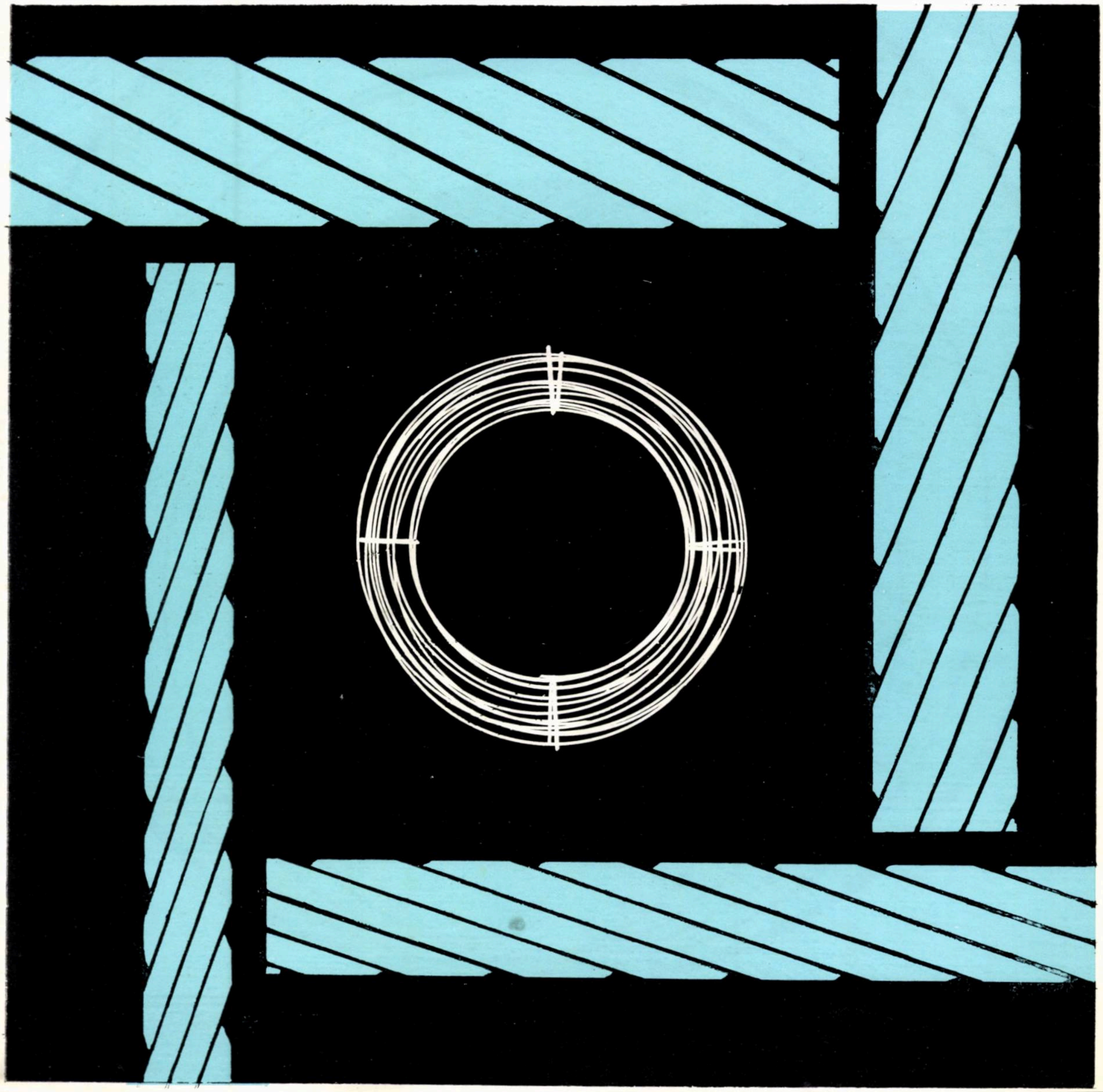


INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII

Vă oferă:

- SÎRMĂ — Ø 1,5 . . . 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × Ø 1,5 . . . 3 × Ø 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × Ø 2 . . . 7 × Ø 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61
- CABLURI DE TRACȚIUNE — Ø 2...50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate: cabluri construcție simplă STAS 1513-66, cabluri compuse, duble STAS 1353-66, cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65, cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66



Aţi avut pînă acum această presimţire?

Presimţirea că în curînd va trebui să întreprindeţi ceva pentru modernizarea turnătoriei dumneavoastră?

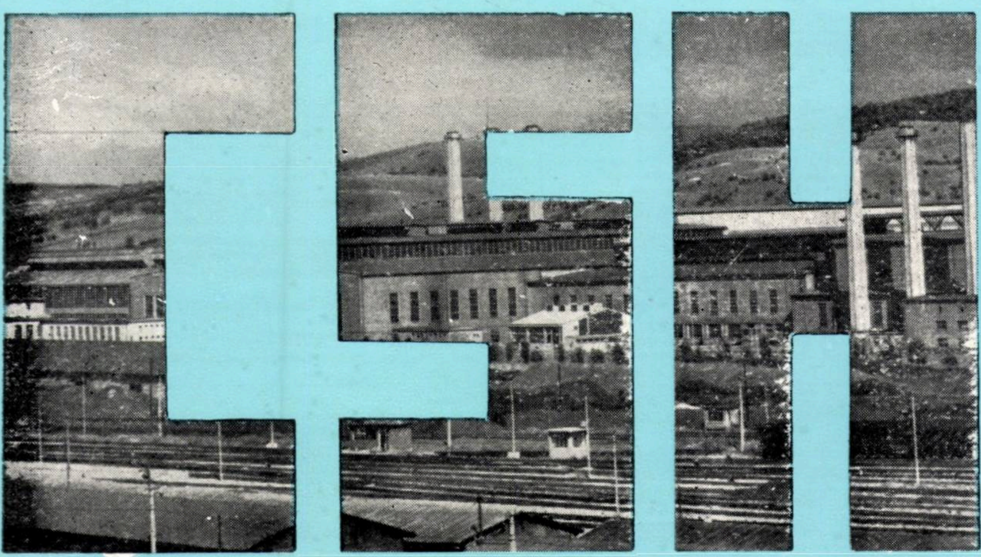
În acest caz credem că va trebui să luaţi neapărat legătura cu noi. Chiar dacă nu v-au încercat încă presimţirile este totuşi cazul să vă gîndiţi bine cui va aparţine mîine piaţa! Bineînţeles aceasta va aparţine unei întreprinderi modern echipate, care îşi va asigura propăşirea prin posibilităţile de fabricaţie raţională şi optimă şi care — datorită automatizării în punctele cheie — îşi asigură şi pentru viitor eficienţa.

Reflectaţi în linişte asupra acestor probleme. Poate că după aceea vom colabora împreună. Pentru aceasta pledează motive serioase: noi fabricăm instalaţii de formare, automate de formare, maşini de format, instalaţii de preparare a amestecurilor de formare, maşini de curăţat, instalaţii de topire, toate alcătuite după cele mai moderne concepţii şi corespunzătoare oricărei mărimi de întreprindere.

Pentru rezolvarea optimă a problemelor dumneavoastră specifice vă stă la dispoziţie o grupă de specialişti cu experienţă. De altfel cu simţurile nu-i de glumit. Se pare că ne putem baza pe ele.

BMD

Badische Maschinenfabrik GmbH
75 Karlsruhe—Durlach
Postfach 20, Telefon (0721) 41015, Telex 7826727

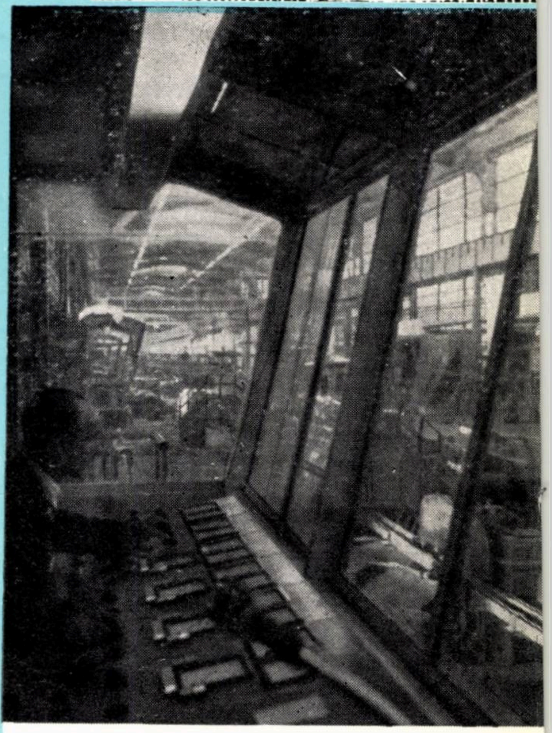


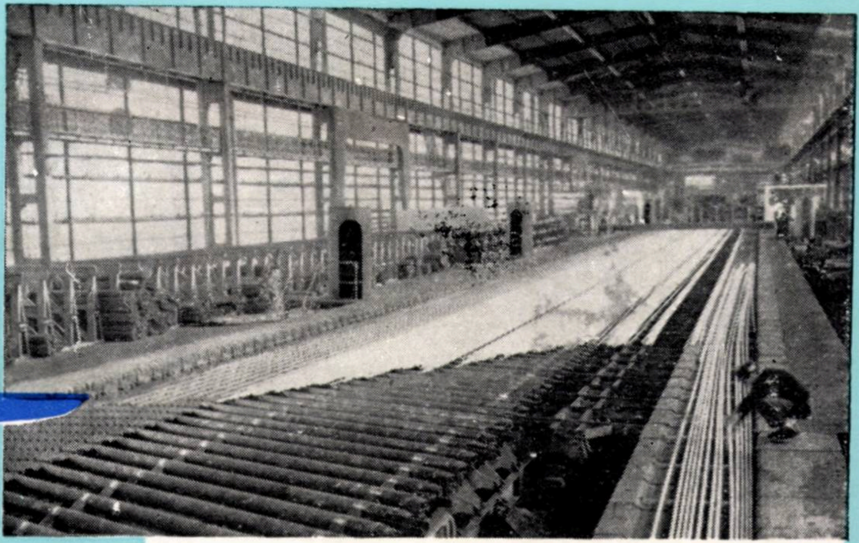
COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

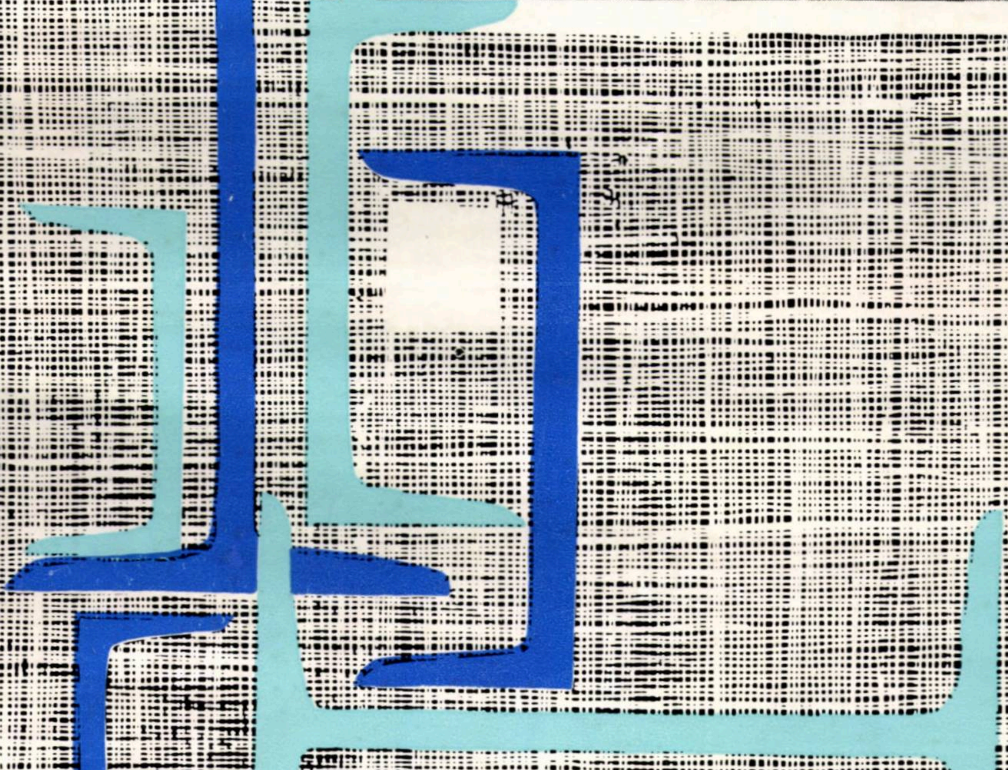
profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate:

- rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm

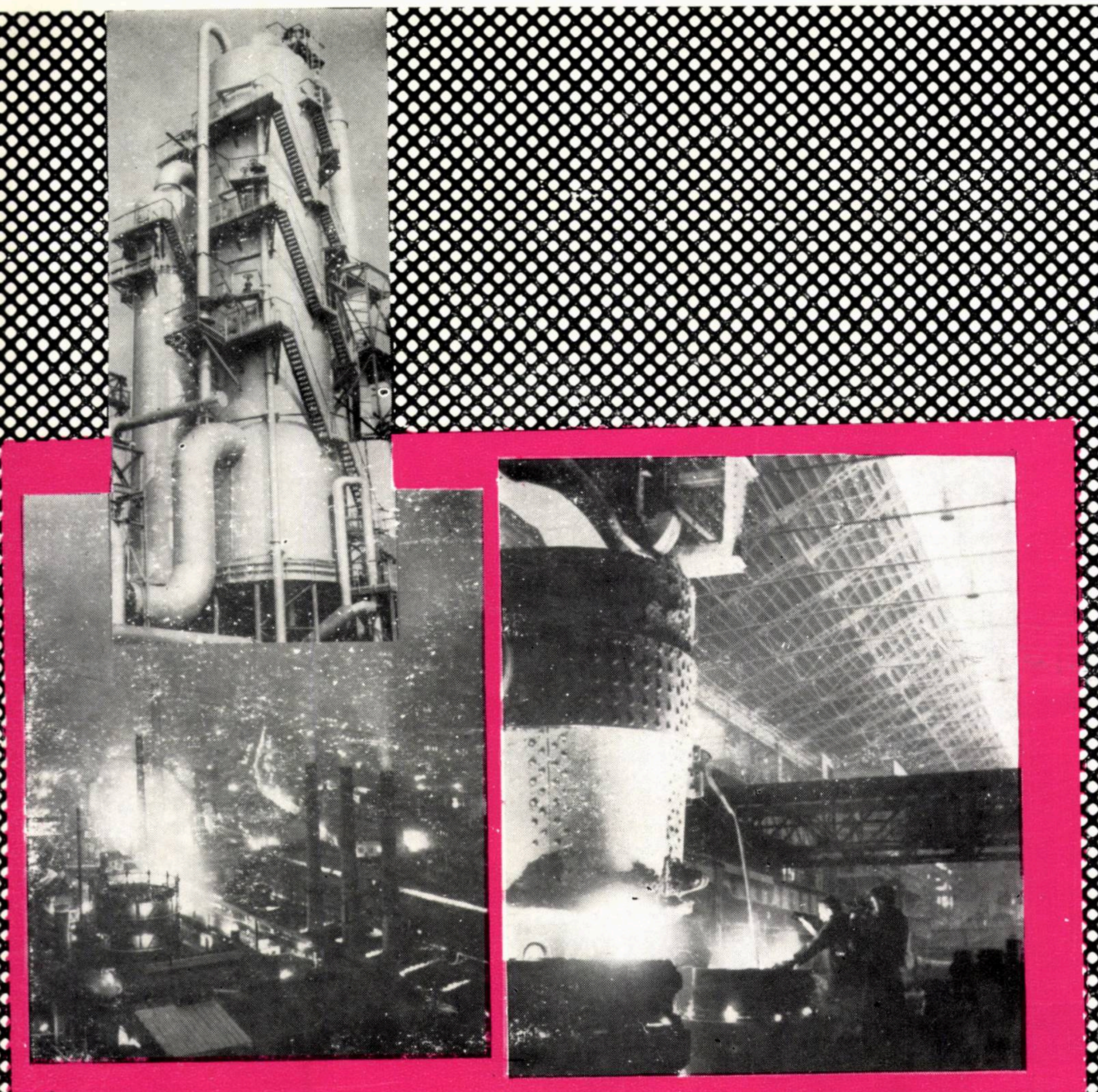
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- late de 20 x 5— 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
- țagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70 — 400 × 400 mm
- oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.







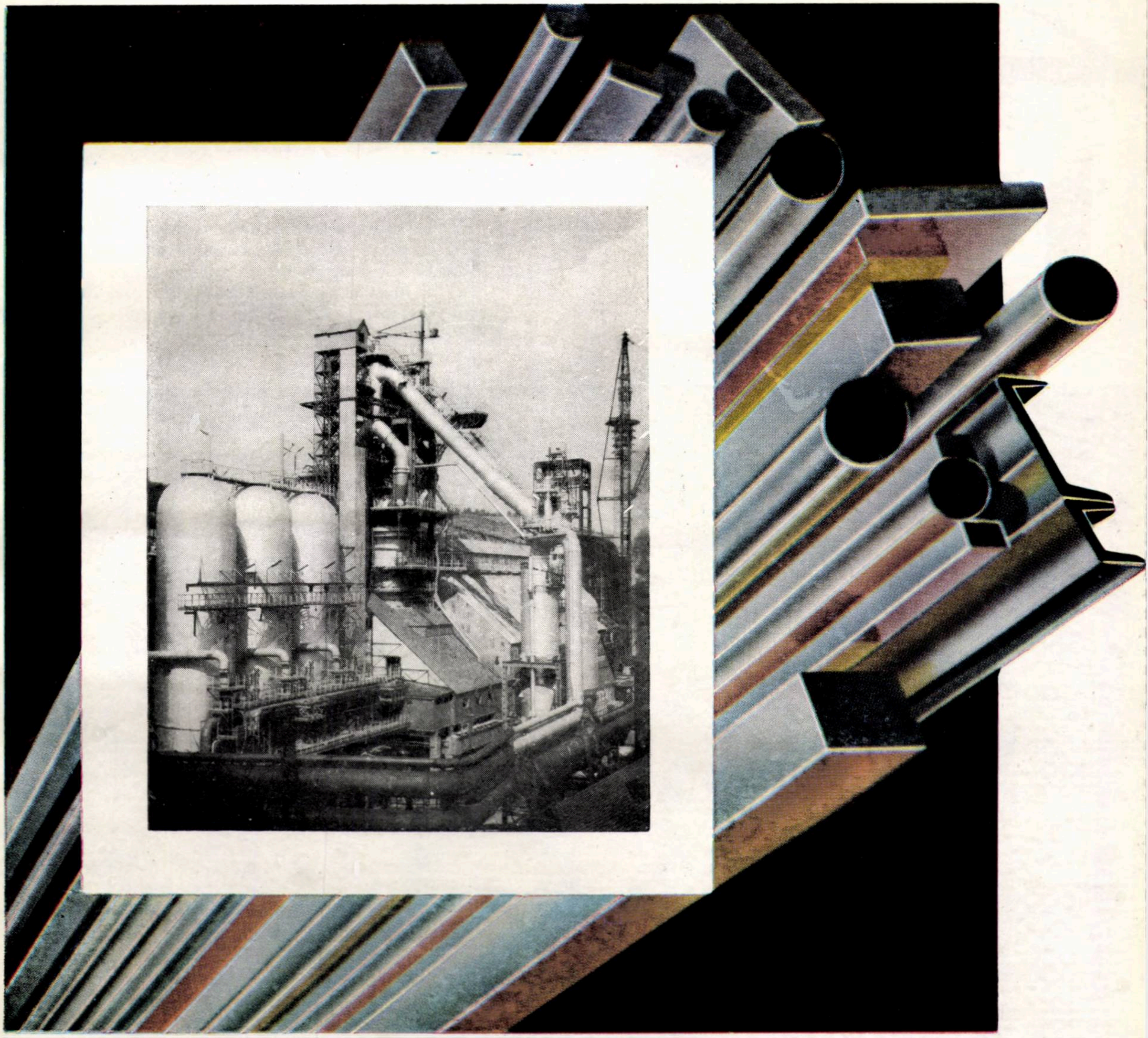
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934



COMBINATUL SIDERURGIC

Reşiţa

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT



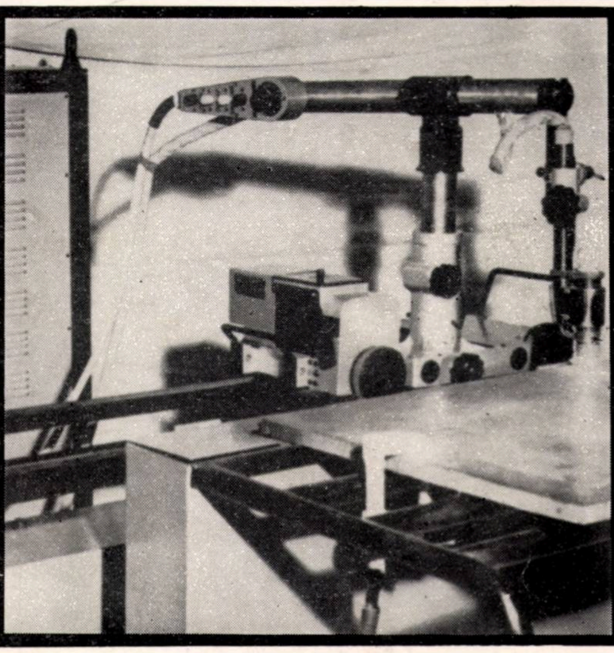
- **Fontă de afinare ;**
- **Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t ;**
- **Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ;**
- **Șine pentru cale ferată ;**
- **Bandaje și discuri de cale ferată ;**
- **Zgură granulată de furnal.**

ICM

MUNCITORI ŞI TEHNICIENI

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deşeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiţi la realizarea unor oţeluri de calitate superioară.

Predaţi metalele vechi şi deşeurile metalice la depozitele întreprinderii pentru colectarea metalelor.



centrozap

EXPORTĂ:

O mare varietate de echipament modern de sudare

APARATE DE SUDURĂ AUTOGENĂ ȘI DISPOZITIVE DE REGLARE
- aparate de sudură autogenă pentru sudare și tăiere
- aparate de sudură autogenă pentru tăiere
- aparate speciale de sudare utilizate în metalurgie
- dispozitive de reglare pentru gaze tehnice: tipuri cu una sau mai multe trepte, de capacități obișnuite sau ridicate

GENERATOARE DE ACETILENA cu o productivitate între 0,3 și 40 m³/h

ECHIPAMENT PENTRU TĂIEREA LA CALD A METALELOR
- mașini semiautomate de tăiere cu flacără
- mașini automate de tăiere cu flacără

ECHIPAMENT DE SUDARE
- manipulatoare de sudare
- platforme de sudare cu consolă
- mese de sudare

Singura exportatoare:

centrozap

Întreprindere de comerț exterior

Katowice — Ligonia 7 — Polonia

Cutia poștală: 825

Telefon: 513—401

Telex: 31—416

Telegraf: CENTROZAP Katowice

PUBLICOM

P-RE 83
P-RCA 75-N6
P-RE 83
P-RE 83
P-RD75-S57
P-RD 75-S59

1970 MAR 04

Blocuri şi produse refractare aluminoase şi superaluminoase cu caracteristici fizico-chimice superioare, pentru construcţia cuptoarelor celulare pentru arderea varului şi pentru cuptoarele laminoarelor

Execută

Grupul de fabrici de produse refractare—Braşov

Fabrica de produse refractare

PLEAȘA

Ploiești ● telefon 13731 ● Jud. Prahova

E 3280

04

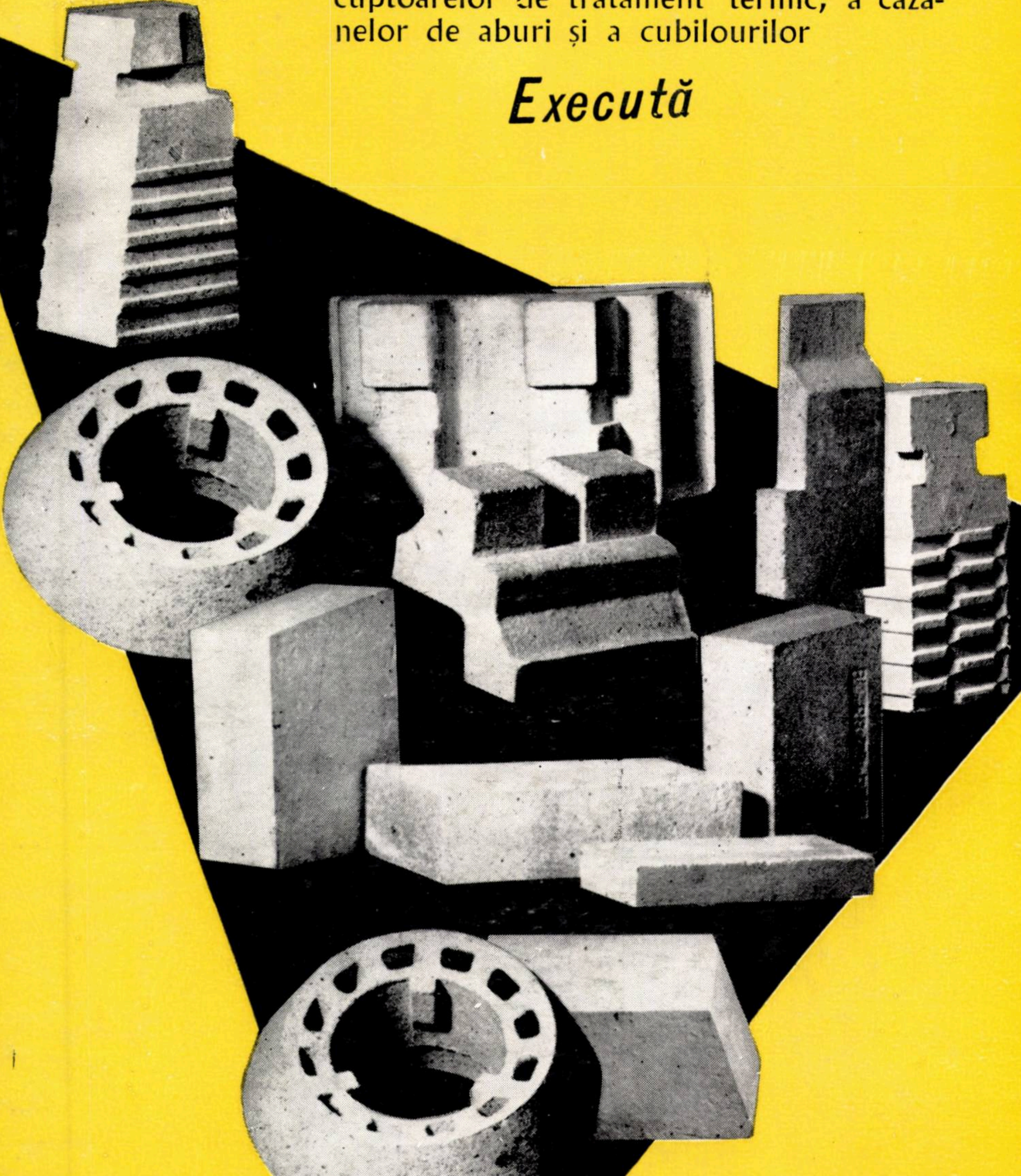
METALURGIA

2

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXII • Nr. 2 • FEBRUARIE 1970

Produse refractare silico–aluminoase de calitate superioară și cu rezistență mărită în exploatare, utilizate la construcția furnalelor și a cauperelor, a cuptoarelor de încălzire de la laminoare, a cuptoarelor de tratament termic, a cazanelor de aburi și a cubilourilor

Execută



GRUPUL DE FABRICI DE PRODUSE REFRACTARE – BRAȘOV

fabrica de produse refractare RĂSĂRITUL

Brașov, str. I. C. Frimu, nr. 95 Telefon 23966, Jud. Brașov

E 3280

METALURGIA

Anul 22 nr. 2 Februarie 1970

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Forizs Șt. : **Unele aspecte ale comprimării cărbunilor și șarjei pentru cocsificare** 69

Brănișteanu V., Belzo O., Făclieru M., Teodoriu A. E. și *Acker C.* : **Aspecte privind profilarea la rece a țevilor pătrate și dreptunghiulare cu falț pe laminoare continue de țevi sudate longitudinal** 76

Baicu Ștefania : **Influența tratamentului termic și a modului de rectificare a dinților asupra rezistenței la oboseală a roților dințate din oțel de cementare.** 80

Cosneanu C., Sofroni L., Landes V., Schönberger F., Petrescu V. și Faur I.: **Considerații privind utilitatea fabricării lingotierelor din fontă cu grafit nodular** 85

REALIZĂRI TEHNICE

Geru N. : **Instalație complexă pentru studiul materialelor metalice în cîmpuri magnetice** 91

Vădănici T., Cazacu I. și *Hann R.* : **Execuția miezurilor în cutii calde cu ajutorul unui dispozitiv rotativ** 96

Wangorek C. : **Articulație sferică pentru fixarea dopurilor în oalele de turnare cu golire prin fund** 102

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Ștefănescu D. M. : **Definirea și mecanismul fenomenului de modificare a fontelor** 105

Franțiu I. : **Laminarea oțelului la toleranțe restrînse cu tendință spre abaterile dimensionale negative** 112

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Chindler N. : **Metode moderne de determinare a carbonului din fonte și oțeluri** 114

Astahov I. G. și *Cazimirovici E.* : **Considerații privind influența vitezei de deformație asupra unor parametri ai deformației plastice** 117

Popescu Gh. M. : **Metode pentru determinarea lungimii arcului de contact la laminarea la rece.** . . 120

Bereczky T. și *Grünwald E.* : **Zincarea electrolitică în băi alcaline fără cianuri. II. Băi alcaline lucioase pe bază de pirofosfați** 125

INFORMĂRI DIN ÎNTREPRINDERI

Ilca I. : **Perspectivele cercetării uzinale la Combinatul siderurgic — Hunedoara** 127

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40050100 B.N. a Republicii Socialiste România – Filiala Sector 1. M.I.M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23–25. Buc.

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D. G. P. T. nr. 560/426/966.“

c. 4161

42 406

SOMMAIRE

CD 622.741.3

Forizs Şt. : **Certains aspects de la compression des charbons et de la charge, en vue de la cokéfaction.**

Metalurgia 22 (1970), nr . 2, p. 69—75

CD 621.774.35

Brănişteanu V., Belzo O., Făclieru M., Teodoriu A. E. et *Acker C.* : **Aspects concernant le profilage à froid des tubes carrés et quadrangulaires à jointures à recouvrement sur des laminoirs continus pour tubes soudés dans le sens longitudinal.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 76—79

CD 621.833 ·621.922 :621.785

Baicu Ştefania : **L'influence du traitement thermique et de la rectification sur la résistance à la fatigue des roues dentées en acier de cémentation.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 80—84

CD 669.131.7:621.746.393.

Cosneanu C., Sofroni L., Landes V., Schönberger F., Petrescu V. et *Faur I.* : **Considérations concernant l'utilité de la fabrication des lingotières en fonte à graphite nodulaire.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 85—90

CD 669.018 :538 12

Geru N. : **Installation complexe pour l'étude des matériaux métalliques dans les champs magnétiques.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 91—95

CD 621.743.52

Vădănici T., Cazacu I. et *Hann R.* : **L'exécution des noyaux dans des boitiers chauffés à l'aide d'un dispositif rotatif.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 96—101

CD 621 746 32

Wanyorek C. : **L'articulation sphérique utilisée pour fixer les bouchons dans les pots à moulage vidés par le fond.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 102—104

CD 669.131.622

Ştefănescu D. M. : **La définition et le mécanisme du phenomène de modification des fontes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 105—111

CD 669.14 :621.771.2

Franţiu I. : **Le laminage de l'acier à des tolerances restreintes avec tendance vers des dérogations dimensionnelles négatives.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2. p. 112—113

CD 669.11 :543.062 :669.784

Chindler N. : **Nouvelles méthodes de détermination du carbone contenu dans les fontes et les aciers.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 114—116

CD 539.374

Astahov I. G. et *Cazimirovici E.* : **Considérations concernant l'influence de la vitesse de déformation sur divers paramètres de la déformation plastique.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 117—119

CD 622.785 : 669. 784 : 669.046.564

Popescu Gh. M. : **Méthode pour la détermination de la longueur de l'arc de contact au laminage à froid.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 120—124

CD 669.587

Bereczky T. et *Grünwald E.* : **Le zincage electrolitique dans les bains alcalins luisantes à base de pyrophosphates.**

Metalurgia 22 (1970.) nr. 2, p. 125—126

CD 669.1.013.5 : 001.89

Ilca I. : **Les perspectives de la recherche usinale au Complexe sidérurgique de Hunedoara.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 127—128

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.741.3
Форис Шт.: **Некоторые аспекты, касающиеся уплотнения углей и коксовой шихты**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 69—75

ДК 621.774.35
Брэнiштяну В., Белзо О., Фэклиеру М., Теодориу А. Е. и *Акер К.:* **Аспекты, касающиеся холодной протяжки фальцевых квадратных и прямоугольных труб, на непрерывных трубопрокатных продольносварочных станах**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 76—79

ДК 621.833 :621.922 :621.785
Байку Штефания: **Влияние термообработки и вида шлифовки зубьев на усталостную прочность шестерен из цементуемой стали**
Metalurgia 22 (1970) nr. 2 p. 80—84

ДК 669.131.7.:621.746.393
Косняну К., Софрони Л., Ландес В., Шонберлер Ф., Петреску Ф., и *Фаур И.* **Соображения, касающиеся целесообразности производства изложниц из чугуна с шаровидным графитом**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 85—90

ДК 669.018 :538.12
Жеру Н.: **Комплексная установка для изучения металлических материалов в магнитном поле**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 91—95

ДК 621.743.52
Вэдэнич Т., Казаку Ю. и *Ханн Р.:* **Формовка стержней в теплых опоках при помощи вращающегося приспособления**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 96—101

ДК 621.746.32
Ваниорек К.: **Шаровое соединение для крепления стопоров разливочных ковшей с донным выпуском**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 102—104

ДК 669.131.622
Штефэнеску Д. М.: **Определение и механизм явления модифицирования чугуна**
Metalurgia 22 (1970). nr. 2, p. 105—111

ДК 669.14 :621.771.2
Франциу И.: **Прокатка стали с узкими допусками в сторону отрицательных отклонений размеров**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 112—113

ДК 669.11 :543.062 :669.784
Киндлер Н.: **Современные методы определения углерода в чугуне и стали**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 114—116

ДК 539.374
Астахов И. Г. и *Казимирович Е.:* **О влиянии скорости деформирования на некоторые параметры пластической деформации**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 117—119

ДК 622.785:669.784:669.046.564
Попеску Г. М.: **Метод определения длины контактной дуги при холодной прокатке.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 120—122

ДК: 669.587
Берецки Т. и Грюнвалд Е: **Электролитическое оцинкование в блестящих щелочных ваннах на основе пирофосфатов**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 125—126

ДК 669.1.013.5 : 001.89
Илка И.: **Перспективы заводских исследований в металлургическом комбинате Хунедоара**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 127—128

INHALT

DK 662.741.3
Forizs Şt. : **Einige Einzelheiten der Kohlen- und Beschickungskompression in Koksgewinnung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 69–75

DK 621.774.35
Brănişleanu V., *Belzo O.*, *Făclieru M.*, *Teodoriu A. E.* und *Acker C.* : **Einzelheiten der Kaltprofilierung der Vierkantfalzrohre auf Konti- Walzwerk für längsgeschweisste Rohre.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 76–79

DK 621.833 :621.922.621.785
Baicu Ştefania : **Einfluss von Wärmebehandlung und Zahnschleifart auf die Dauerfestigkeit der Einsatzstahlzahnräder.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 80–84

DK 669.131.7: 621.746.393
Cosneanu C., *Sofroni L*,. *Landes V.*, *Schönberger F.*, *Petrescu V.* und *Faur I.* : **Berücksichtigungen über die Zweckmässigkeit der Erzeugung von Geissformen aus Kugelgraphit-Gusseisen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 85–90

DK 669.018 :538.12
Geru N. : **Komplexeinrichtung für Metallforschung in magnetischen Feldern.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 91–95

DK 621.743.52
Vădănici T., *Cazacu I.* und *Hann R.* : **Kernerzeugung in Warmkästen mit Hilfe einer Drehvorrichtung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 96–101

DK 621.746.32
Wanyorek C. : **Spherisches Gelenk für Stopfenbefestigung bei Giesspfannen mit Bodenguss.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 102–104

DK 669.131.622
Ştefănescu D. M. : **Begriffserklärung und Mechanismus des Temperierungsvorganges in Roheisen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 105–111

DK 669.14 :621.771.2
Franţiu I. : **Stahlwalzen unter beschränkten Masstoleranzen mit negativer Tendenz.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 112–113

DK 669.11 :543.062 :669.784
Chindler N. : **Moderne Methoden für Kohlenstoffbestimmung in Roheisen und Stahl.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 114–116

DK 539.374
Astahov I. G. und *Cazimirovici E.* : **Berücksichtigungen über den Einfluss der Deformierungsgeschwindigkeit auf einige Parameter der plastischen Deformierung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 117–119

DK 622.785 : 669.784 : 669.046.564
Popescu Gh. M. : **Bestimmungsmethoden für die Länge des Kontaktbogens bei Kaltwalzen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 120–124

DK 669.587
Bereczky T. und *Grünwald E.* : **Elektrolytische Verzinkung in Pyrophosphat Alkalibäder.**
Metalurgia 22 (1970). nr 2. p. 125–126

DK 660.1.013.5 :001.89
Ilca I. : **Perspektiven der Industrieforschung im Hüttenwerk Hunedoara.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 127–128

CONTENTS

DC 662.741.3
Forizs Şt. : **Some aspects regarding coal and coaking charge compression.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 69–75

DC 621.774.35
Brănişteanu V., Belzo O., Făclieru M., Teodoriu A. E. and *Acker C.* : **Some aspects regarding square and rectangular shaped grooved tube cold processing on continuous longitudinally welded tube mills.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 76–79

DC 621.833 :621.922 :621.785
Baicu Ştefania : **The influence of heat treatment and grinding on fatigue strength of casehardening steel gears.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 80–84

DC 669.131.7:621736.393
Cosneanu C.,Sofroni L., Landes V., Schönberger F., Petrescu V. and *Faur I.,* : **Considerations regarding manufacturing utility of nodular cast iron ingot moulds.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 85–90

DC 669.018 :538.12
Geru N. : **Complex device for studies of metallic materials in magnetic fields.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 91–95

DC 621.743.52
Vădănici T., Cazacu I. and *Hann R.* : **Core manufacturing in hot boxes by means of a rotary device.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 96–101

DC 621.746.32
Wanyorek C. : **Spheric articulations for fastening casting ladle plugs in bottom pouring.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 102–104

DC 669.131.622
Ştefănescu D. M. : **Definition and mechanism of cast iron modification.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 105–111

DC 669.14 :621.771.2
Franţiu I. : **Steel rolling under narrow tolerances with tendencies towards negative size deviations.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 112–113

DC 669.11 :543.062 :669.784
Chindler N. : **Modern methods for carbon estimation in cast iron and steel.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 114–116

DC 539.374
Astahov I. G. and *Cazimirovici E.* : **Considerations regarding influence of deformation rate on some plastic deformation parametra.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 117–119

DC 622.785 :669.784 :.669.046.564
Popescu Gh. M. : **Methods for estimating length of contact arc in cold rolling.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 120–124

DC 669.587
Bereczky T. and *Grünwald E.* : **Electrolytic galvanization in pyrophosphatebased bright alkaline baths.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 125–126

DC 669.1.013.5 : 001.89
Ilca I. : **Outlooks for industrial research in Steel Plant Hunedoara.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 2, p. 127–128

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 2
FEBRUARIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Unele aspecte ale comprimării cărbunilor şi şarjei pentru cocsificare*

Ing. Şt. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 622.741.3

CERTAINS ASPECTS DE LA COMPRESSION DES CHARBONS ET DE LA CHARGE EN VUE DE LA COKÉFACTION

Des essais de laboratoire ont été effectués concernant la compression — par pressage — des charbons individuels ainsi que de la charge industrielle. Ces essais ont montré que le poids volumetrique maximum qui peut être atteint est de 1,05 à 1,1 kg/dm^3, à une humidité de 8–10 %, la charge ayant la granulation de 3 mm en proportion de 95–96 %.

Les essais industriels ont confirmé les résultats des essais de laboratoire. L'examen, pendant une certaine période, du fonctionnement des machines à charger, dans des conditions industrielles, a indiqué une réduction du poids volumétrique, vers le sommet de la couche, en rapport avec la durée de la compression. La non-uniformité du poids volumétrique sur la hauteur et sur la longueur du pilote produit la non-uniformitè de la qualitè du coke, aux endroits correspondants.

SOME ASPECTS REGARDING COAL AND COAKING CHARGE COMPRESSION

Laboratory compression tests were performed by pressing separately coal and ready-made charge. Results emphasized that highest volume weight to be obtained was 1.05–1.1 kg/dm^3 at 8–10 % humidity, for a charge containing 95–96 % of 3 mm grains.

Industrial investigations corroborated laboratory results. Running survey of charging devices under industrial conditions showed a lowering of volume weight — dependent on pressing time — along the height of the layer. Unevenness of volume weight along height and length of the pilot induces coke unevenness in the same points.

Una din măsurile care permite lărgirea bazei de materii prime la cocsificare este apropierea granulelor prin comprimare la folosirea huilelor tinere [1].

Acest grad de apropiere trebuie să fie cu atît mai mare, cu cît cărbunii utilizaţi sînt mai tineri şi amestecul folosit este mai eterogen mergînd după necesitate de la comprimare simplă la brichetare la presiuni medii şi înalte [1].

Chiar şi la încărcarea clasică a cuptoarelor de cocs, prin cădere liberă, s-a constatat influenţa deosebită a greutăţii volumetrice asupra calităţii cocsului. În aceste condiţii greutatea volumetrică a şarjei depinde de granulaţia iniţială a acesteia şi de umiditate (fig. 1) [2].

Dacă se menţine procedeul de încărcare clasică a şarjei din huile tinere dar se măreşte greutatea volumetrică a încărcăturii printr-o măcinare selectivă şi diferenţială a componenţilor, realizîndu-se o granulaţie optimă, ca în procedeul Longwy–Bürstlein–Sovaco [3], se realizează tot o creştere a rezistenţei cocsului.

Necesitatea măcinării mai înaintate în general a huilelor tinere, precum şi măcinarea diferențială și fină a degresantului în special [1], [4], influențează în mod defavorabil greutatea volumetrică a șarjei. Aceste considerente și mai ales structura caracteristică a huilelor tinere de bază și deosebirile structurale dintre acestea și degresanți (fie naturali, ca huilele degresante fie mai ales artificiali, ca semicocsul, cocsul mărunt, cocsul petrol etc.) [1] au impus apropierea granulelor de structură și dimensiune diferită realizată în prima fază prin comprimare.

---

* La efectuarea lucrărilor au mai participat ing. Ghergel Eugenia, ing. Kaba Eva, ing. Taflan Ianca Florica, chim. Taflan Mircea, precum şi personalul de exploatare de la U.C.C. şi C.T.C.

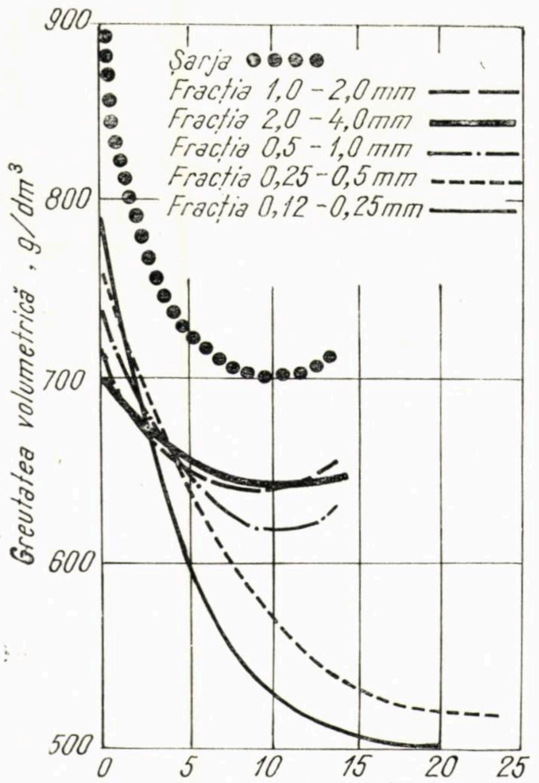


Fig. 1. Variația greutății volumetrice în funcție de umiditate la șarja și fracțiile granulometrice ale acesteia, prin cădere liberă [2].

Cercetările au arătat că creșterea greutății volumetrice a încărcăturii, realizată prin orice mijloc, deci și creșterea gradului de comprimare, duce la început la o creștere rapidă a rezistenței mecanice, după care influența acestui factor scade. În această direcție lucrările lui Cijevskii [5] reprezintă interes deoarece ele au arătat că la comprimare peste 1,1 t/m³ rezistența se menține constantă, scăzînd doar roaderea; productivitatea cuptoarelor de cocs crește cu circa 20% dar această creștere se realizează prin mărirea timpului de comprimare, de la simplu la dublu.

În cazul specific al siderurgiei din țara noastră principala problemă nu a fost realizarea creșterii productivității ci posibilitatea utilizării huilelor tinere din Valea Jiului prin creșterea rezistenței, lucru realizabil prin aplicarea comprimării.

În acest sens s-au efectuat încercări pe scară de laborator și pilot, de 1 200 kg Koopers, la Lupeni, în perioada 1936 — 1940, de I. Blum și colaboratorii [6]. Aceste încercări au fost reluate în 1949 pentru viitoarea uzină cocsochimică de la Hunedoara.

Rezultatele încercărilor efectuate în perioada 1952 — 1958 sînt prezentate în figura 2. Aceste încercări au arătat că comprimarea are efect hotărîtor asupra rezistenței cocsului numai pînă la atingerea greutății volumetrice de 0,95 — 1,0 t/m³. Creșterea în continuare a greutății volumetrice duce numai la scăderea în mică măsură a măruntului (fracția 0 — 10 mm din cocs). Trebuie subliniat faptul că această influență specifică a comprimării se referă numai la cazul folosirii huilelor tinere din Valea Jiului, Lupeni, Uricani, Vulcan Bl. O—I,II drept component de bază cu randament ridicat de materii volatile de ordinul 38—42%, degresați pînă la echilibru reducînd conținutul de materii volatile la 28 — 32% [1]. Această specificare este necesară deoarece folosirea comprimării la alți cărbuni, a căror structură nu cere acest lucru [1], nu duce la efectele dorite, chiar mai mult, poate duce la înrăutățirea rezistenței. Astfel, de exemplu, realizînd amestecuri tot cu circa 30% materii volatile, fără huile din Valea Jiului, numai din huilele ameliorante și degresante cu aglutinare bună din import,

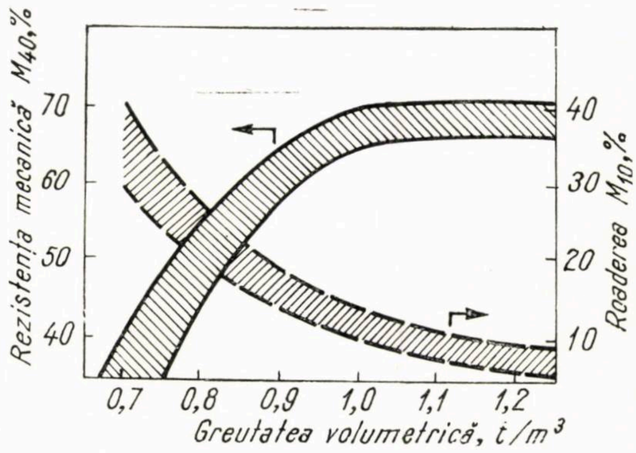


Fig. 2. Domeniile de variație a rezistenței mecanice (M_{40}) și a rezistenței la roadere (M_{10}) a cocsului în funcție de greutatea volumetrică a încărcăturii la șarjele compuse din huilele tinere (LUV), degresate cu semicocs.

cocsul obținut prin comprimare a fost de calitate mai slabă decît cel obținut din șarja necomprimată. Lipsa de corelare a comprimării sau a altei metode de mărire a greutății volumetrice cu particularitățile structurale ale componenților individuali și ale amestecului eterogen în ansamblu este factorul care determină părerile contradictorii despre efectul comprimării, subliniate în literatura de specialitate [7].

Rezultatele obținute au arătat numai influența hotărîtoare a densității (greutății volumetrice) asupra rezistenței și roaderii cocsului la huilele tinere, fără a se stabili condițiile optime de comprimare și factorii de care depinde aceasta și fără a se trage concluziile economice necesare alegerii unui anumit regim de comprimare. Din aceste motive s-au continuat cercetările în 1958 în laborator, confirmate ulterior industrial.

Comportarea cărbunilor la presare. La comprimare, șarja de cărbune concasat mărunt se comportă ca un material elastic făcînd să existe o presiune laterală asupra peretelui matriței. Forțele de frecare care se nasc reduc presiunea specifică în straturile inferioare [8]. În acest caz îndesarea nefiind uniformă pe înălțime duce la greutăți volumetrice diferite pe înălțimea matriței, respectiv pe înălțimea pilcului. Peste o anumită limită de comprimare creșterea greutății volumetrice devine aproape insensibilă cu toată creșterea presiunii de comprimare.

Pentru verificarea acestei ipoteze s-a procedat la încercări de presare în condiții de laborator, cu ajutorul unei prese hidraulice, în matrițe cu diametrul de 60 și 90 mm. S-a urmărit comprimarea cărbunilor Lupeni cu granulație sub 2 mm și comprimarea șarjei obișnuite în ambele cazuri cu umidități variabile.

Din încercările efectuate cu cărbuni Lupeni cu matrița mică (∅60 mm) a rezultat că efectul comprimării este aproape același pentru diferite umidități (fig. 3). Creșterea densității este rapidă pînă la o presiune de 20 — 25 kg/cm². Peste această limită creșterea greutății volumetrice este foarte lentă și numai la presiuni mari, de ordinul a 80 kg/cm², se pot atinge valori de 1,05 kg/dm³. Această comportare specifică se datorează proprietății elastice a cărbunelui și suprafeței laterale specifice, relativ mari, a brichetei de cărbune și, prin aceasta, influenței puternice a frecării.

Încercările de presare efectuate cu matrița mare (∅ 90 mm) au arătat o diferențiere și mai clară a creșterii greutății volumetrice în funcție de diferite umidități, avînd caracter brusc pînă la presiuni de ordinul 10 — 15 kg/cm² și o creștere mai lentă (fig. 4).

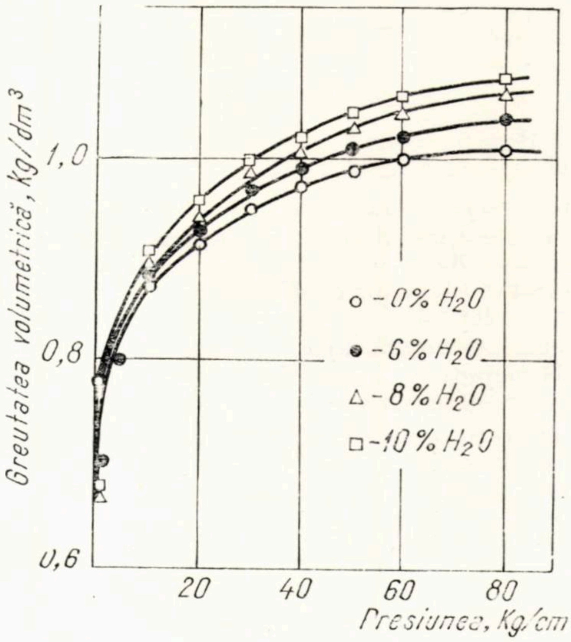


Fig. 3. Variația greutății volumetrice a cărbunilor de Lupeni cu presiunea, în matrița de ∅ 60 mm.

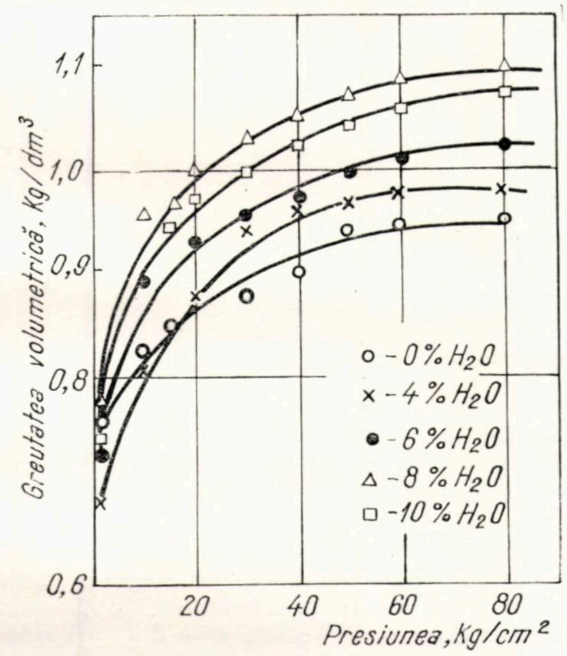


Fig. 4. Variația greutății volumetrice a cărbunilor de Lupeni cu presiunea, în matrița de ∅ 90 mm.

Analiza granulometrică a șarjelor utilizate la încercări este redată în tabela 1, în procente pe fracții granulometrice.

Tabela 1

Seria de încercări	Analiza granulometrică, % pentru fracție, mm					
	0 – 0,3	0,3 – 0,5	0,5 – 1,0	1,0 – 2,0	2,0 – 3,0	+ 3
I	41,0	15,4	23,8	12,4	3,5	4,3
II	43,8	13,9	23,1	11,3	2,3	5,7

La început s-au efectuat o serie de încercări cu aceste șarje avînd un conținut crescînd de umiditate de la 0 la 20% în matrița mică. S-a constatat că la un conținut mai mare de umiditate (depășind 10%) sub acțiunea presiunii ridicate se separă apa, greutatea volumetrică reală neputînd fi urmărită. Separarea apei are loc mai intens la presiuni de ordinul a 25 – 30 kg/cm². Această observație a determinat faptul ca la seria a II-a de încercări, redate în figura 5, să se facă presările șarjei cu 0; 2; 4; 6; 8; 10% umiditate în matrița mare.

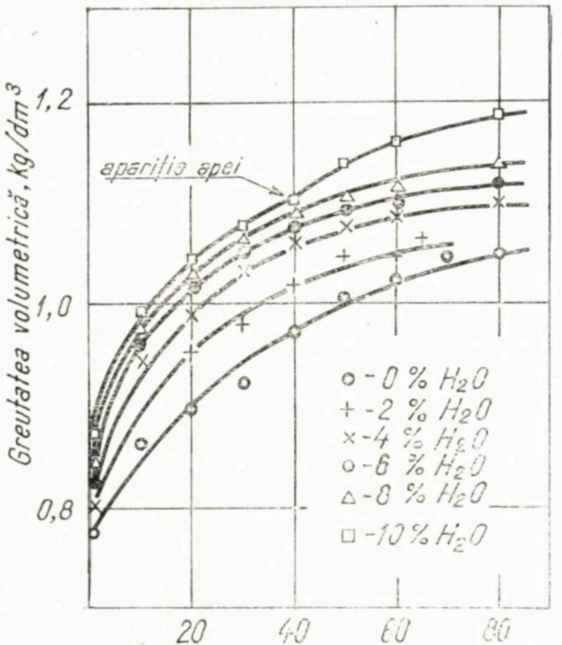


Fig. 5. Dependența greutății volumetrice a șarjei industriale de presiunea de comprimare, în matrița de ⌀ 90 mm.

S-a observat apariția apei la șarja cu 10% umiditate la o presiune de circa 40 kg/cm². Greutatea volumetrică maximă atinsă la aceste încercări a fost de 1,135 kg/dm³ la umiditatea de 8%.

Încercările cu șarja uscată, separată pe diferite granulații, au arătat că greutatea volumetrică maximă ce se poate realiza la presiune specifică de circa 30 kg/cm² este de 1,0 kg/dm³ la fracțiunea măruntă de 0 — 0,5 mm. Fracțiile de 1—2 și 2—3 mm nu pot fi comprimate chiar la aceste presiuni peste greutatea volumetrică de 0,88 kg/dm³; rezultatele corespunzătoare sînt redate în figura 6. Toate aceste încercări efectuate în condiții de laborator au arătat că gradul optim de comprimare depinde de compoziția granulometrică a șarjei și de umiditatea acesteia. Concluziile încercărilor pot fi utile și la brichetarea cărbunilor pentru cocsificare nu numai la comprimare industrială, unde presiunile specifice sînt mult mai mici.

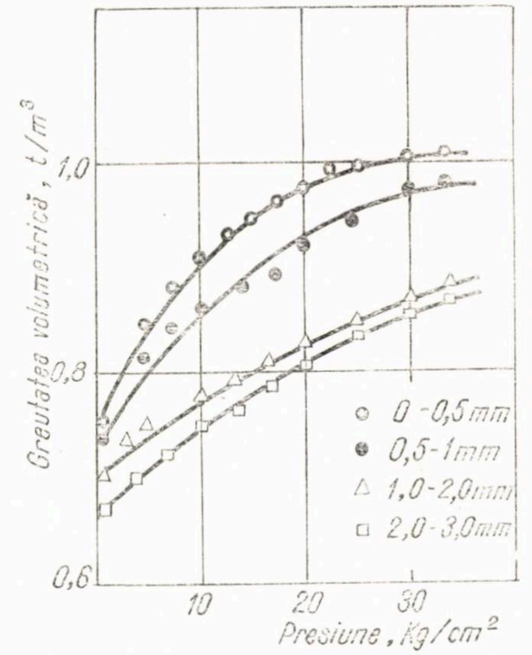


Fig. 6. Dependența greutății volumetrice a șarjei uscate (pe fracții granulometrice) de presiune, în presa hidraulică de ⌀ 90 mm.

Concluzia principală a acestor lucrări a fost că a dovedit că pentru comprimare bună nu este necesară ridicarea umidității peste 8 — 10%. Creșterea umidității peste acest nivel nu mai are nici un efect de îmbunătățire ducînd atît la creșterea consumului suplimentar de lucru mecanic la comprimare, cît și la consumul suplimentar de căldură pentru evaporarea surplusului de umiditate introdusă în cuptoarele de cocsificare.

Urmărirea comprimării în condiții industriale. După încercările de laborator din 1958 s-a trecut la urmărirea densității piloților în condiții industriale. S-a constatat că greutatea volumetrică a piloților variază în funcție de umiditatea și granulația șarjei, de timpul efectiv de comprimare și de particularitățile mașinilor de comprimat. Astfel, s-a constatat că timpul efectiv de comprimare variază de la 14—20 min. În funcție de timpul de comprimare la o șarjă avînd umiditatea medie 9%, greutatea volumetrică a piloților a variat de la 1,05 la 0,98 t/m³ (la 14 min comprimare).

La toate mașinile de comprimat s-a observat că granulația șarjei (exprimată prin trecerea pe sita de 3 mm) influenţează asupra greutăţii volumetrice atunci cînd celelalte condiţii de lucru au fost neschimbate. Pentru exemplificare se redau cîteva rezultate în tabela 2.

Tabela 2

Granulaţia, %	Umiditatea şarjei, %			Greutatea volumetrică, t/m³		
−3 mm	M_1	M_2	M_3	M_1	M_2	M_3
93	8,88	9,10	8,96	1,09	1,07	1,06
93	7,80	8,85	8,65	1,03	1,06	1,05
90	8,10	9,20	7,60	1,01	1,01	1,02
90	8,40	8,30	8,30	1,01	1,01	1,03

Variaţia greutăţii volumetrice pe înălţimea piloţilor este în funcţie de timpul de comprimare, adică de lucrul mecanic efectiv consumat pentru aceasta. Se ştie că baza pilotului (primele straturi) şi capetele se comprimă mai intens pentru ai conferi o rezistenţă mecanică mai ridicată, necesară în timpul introducerii în cuptor. S-a constatat că greutatea volumetrică scade puternic de la primul la al patrulea strat, în funcţie de timpul de comprimare arătat. În straturile superioare greutatea volumetrică scade puţin, rămînînd relativ constantă. Această observaţie, rezultată din încercările de tatonare din 1958, s-a confirmat ulterior la determinările efectuate în 1960 — 1962, cînd luarea probelor de şarjă din straturile de la nivelul 1 — 4 a permis trasarea zonei de variaţie a greutăţii volumetrice pe înălţimea piloţilor (fig. 7) (cifrele din figură reprezintă numărul de determinări).

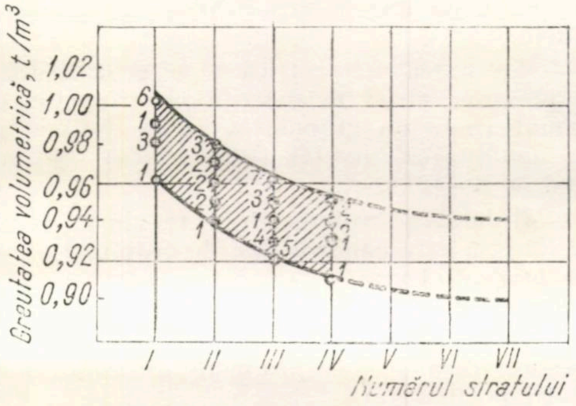


Fig. 7. Scăderea greutăţii volumetrice a pilotului cu creşterea inălţimii (numărul straturilor comprimate).

Variaţia greutăţii volumetrice şi în straturile superioare nu s-a putut verifica din cauza neajunsurilor metodei existente de determinare: necesitatea opririi pilotului în timpul încărcării, tăierea cu un cuţit special a unei bucăţi mari de şarjă comprimată, operaţie care poate duce la surpări de pilot mai ales în cazul straturilor superioare mai puţin dense etc. Din această cauză este necesară elaborarea unor metode fizico-chimice noi, nedistructive pentru determinarea greutăţii volumetrice ca, de exemplu, cele radiometrice propuse încă din 1955 — 1956 pentru determinarea umidităţii, densităţii şi conţinutului de cenuşă.

Urmărirea mai îndelungată a comprimării piloţilor la umiditatea medie a şarjei de 9% şi granulaţia de 95% sub 3 mm, respectiv 50% sub 0,5 mm, a permis fixarea graficului de comprimare din tabela 3, considerat optim în perioada respectivă.

Tabela 3

Număr de strat	Maşina de şarjare I şi II		Maşina III	
	Nr. ture a maşinilor de comprimat	Durata, min	Nr. ture a maşinilor de comprimat	Durata, min
1	5,0	4,0	6,0	5,0
2	4,0	3,0	4,0	3,5
3	3,0	2,5	2,5	2,5
4	2,5	2,5	1,5	2,0
5	1,5	1,5	1,5	1,5
6	1,5	1,0	1,0	1,5
7	1,0	1,5	1,0	1,5
Total	18,5	16,0	17,5	17,5
Greutatea volumetrică, t/m³	1,03		1,03	

După cum se vede, maşinile de şarjare, datorită construcţiei lor diferite, au comprimat pilotul în timpi diferiţi. Durata de comprimare optimă de 16 min se referă la maşinile I şi II, iar pentru maşina de şarjare III, pentru atingerea aceluiaşi efect, a fost necesară o comprimare de 17,5 min.

Pentru a verifica concluziile rezultate în urma cercetărilor de laborator şi observaţiile privind comprimarea piloţilor, efectuate în 1958 — 1960, şi pentru generalizarea lor şi în condiţiile ulterioare s-au făcut o serie de determinări în perioada 1964 — 1967.

Determinările privind umiditatea optimă a şarjei, redate în figura 8 pentru valori medii, arată că aceasta şi în prezent se situează la nivelul de 8,5 — 10%, confirmînd concluziile încercărilor de laborator.

Urmărirea greutăţii volumetrice în funcţie de granulaţia absolută a şarjei, exprimată prin fracţia sub 3 mm, este redată în figura 9. Variaţia valorilor medii de greutate volumetrică în funcţie de fineţea de măcinare arată că în general creşterea acesteia asigură o comprimare mai bună, iar granulele mai mari de 3 mm influenţează negativ comprimarea. Aceasta îmbunătăţire are loc practic numai pînă la atingerea unei fineţe de măcinare de 95 — 96% sub 3 mm, mai departe îmbunătăţirea fiind neînsemnată. Observaţia de mai sus duce

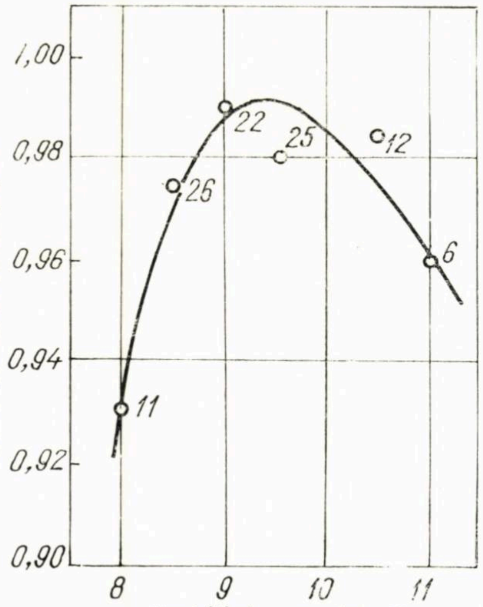


Fig. 8. Variaţia greutăţii volumetrice a şarjei în funcţie de umiditate, în condiţii industriale.

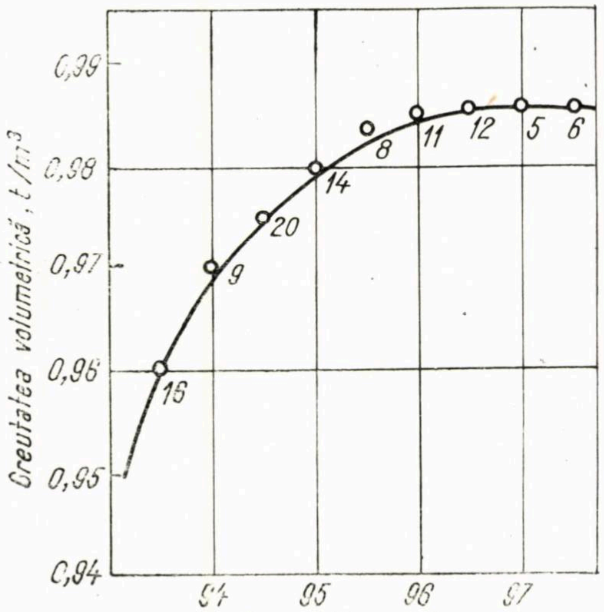


Fig. 9. Creşterea greutăţii volumetrice a şarjei comprimate în condiţii industriale, în funcţie de fracţia — 3 mm în şarjă.

la concluzia necesităţii de apreciere a granulaţiei necesare pentru şarjă, nu numai în funcţie de gradul de comprimare de realizat, ci mai ales prin efectele granulaţiei asupra proprietăţilor de aglutinare — cocsificare a componenţilor individuali şi ale şarjei în ansamblu [9] şi asupra calităţii cocsului, îndeosebi în ceea ce priveşte granulaţia măruntă.

Observaţii şi concluzii. Generalizarea observaţiilor îndelungate privind efectul creşterii greutăţii volumetrice asupra rezistenţei cocsului a arătat posibilitatea corelării acestui efect cu particularităţile structurale ale cărbunilor individuali şi ale şarjei folosite.

Creşterea rezistenţei cocsului prin mărirea greutăţii volumetrice prin comprimare se poate realiza numai la huilele tinere, de tipul LUV, a căror structură mai mult bidimensională cere acest lucru [1].

Folosirea mai judicioasă a comprimării şi, la necesitate, a brichetării în cazul huilelor din Valea Jiului permite lărgirea continuă a bazei de materii prime pentru cocsificare, ţinînd cont şi de posibilităţile existente privind pregătirea şarjei şi procesul tehnologic de cocsificare clasică [10].

Folosirea comprimării drept măsură de ridicare a greutăţii volumetrice la huilele cu capacitate mai bună de aglutinare, cu o structură mai echilibrată, nu duce la creşterea rezistenţei cocsului ci, din contră, poate duce chiar la înrăutăţirea acestuia.

Aceasta este explicaţia părerilor de multe ori contradictorii privind influenţa comprimării [7]. La folosirea unor asemenea cocsuri este mai indicat să se realizeze o creştere a greutăţii volumetrice prin pregătirea selectivă judicioasă a şarjei prin turnare liberă, realizînd granulaţiile optime care duc la compactizarea necesară.

Incercările de presare a cărbunelui Lupeni şi a şarjei de cocsificare, efectuate în 1958 în condiţii de laborator şi verificate ulterior la comprimarea piloţilor în condiţii industriale existente, au dus la următoarele observaţii şi concluzii :

— Greutatea volumetrică ce se poate realiza la presarea şarjei în matriţă este funcţie, în primul rînd, de granulaţia şarjei iniţiale şi de umiditatea acesteia, umiditatea optimă fiind de 8—10%.

— Greutatea volumetrică maximă realizabilă în aceste condiţii este de ordinul 1,05 — 1,1 kg/dm³. La matriţa mică se constată mai clar influenţa proprietăţilor elastice ale cărbunilor şi influenţa negativă a frecării la peretele matriţei, ceea ce cauzează neuniformitatea densităţii pe înălţimea brichetei.

— Greutatea volumetrică medie realizabilă în condiţiile comprimării industriale cu utilaje existente, datorită presiunii specifice mai mici de comprimare, este de ordinul 0,98—1,05 t/m³.

— S-a constatat experimental că la şarja cu o compoziţie granulometrică de circa 95% sub 3 mm, 50% fracţia sub 0,5 mm la o umiditate medie de 9%, graficul optim de comprimare este de 15 — 16 min.

— Prin folosirea mașinilor actuale de comprimare și a graficului uzual în 6—7 straturi, greutatea volumetrică a pilotului este neuniformă. Scăderea acesteia pe înălțime și variația pe lungimea piloților este în funcție de lucrul mecanic consumat la comprimare. Neuniformitatea greutății volumetrice a pilotului se răsfrînge și asupra neuniformității calității cocsului pe lungime și înălțimea pilotului.

— În condițiile din 1967 umiditatea optimă de comprimare se menține tot la 8,5 — 10%, confirmînd rezultatele încercărilor de laborator.

— Creșterea fineței de măcinare absolute — exprimată prin fracția care trece prin sita de 3 mm — ajută la îmbunătățirea greutății volumetrice medii numai pînă la atingerea nivelului de 95 — 96%. Mai departe importanța creșterii acestei fracții granulometrice este neînsemnată. Privind problema granulației optime, trebuie lărgite cercetările referitoare la influența fracțiilor mărunte de 0—0,5 mm și a curbelor granulometrice ale șarjei în ansamblu asupra mersului comprimării, completînd cunoștințele privind influența granulației șarjei asupra proprietăților de aglutinare a acesteia și asupra calității cocsului.

— Metoda actuală de determinare a greutății volumetrice a piloților nu satisface cerințele de cercetare, are caracter orientativ pentru exploatare și trebuie înlocuită cu metode moderne fizico-chimice nedistructive.

BIBLIOGRAFIE

[1] Forizs Șt. Metalurgia nr. 11, 1968, p. 670—674.

[2] * * * *Spravocinik Koksochimika.* Vol. I. Moscova, Ed. Metallurg, 1964.

[3] Thibaut Ch. Gh. și Thibaut I. P. *Circulaire D'Informations Tehniques du C.S.D.* nr. 1, 1968, p. 175—186.

[4] Barbu I., Forizs Șt. și Miortescu D. Metalurgia și Construcția de mașini nr. 3, 1957, p. 23—28.

[5] Agroskin A. A., Grigoriev C. M. și alții. *Nasipnoi ves uglei dlia Cocsovania.* Moscova, Ed. Ac. St., 1956.

[6] Blum I., *Scurtă privire asupra cocsului metalurgic în R. P. R.* Manualul chimistului, vol. II, Ed. Agir, 1949.

[7] Agroskin A. A. și Selcov A. K. *Rassirenie ugolnoi bazi Koksovania.* Moscova, Ed. Metallurg, 1962.

[8] * * * Ugol 32 nr. 3, 1957.

[9] Forizs Șt. Metalurgia nr. 8, 1965, p. 401—405.

[10] Forizs Șt. *Formarea fisurilor în cocs.* Buletin O.D.P.T., M.I.M., nr. 2, 1969, p. 41—60.

Aspecte privind profilarea la rece a țevilor pătrate și dreptunghiulare cu falț pe laminoare continue de țevi sudate longitudinal

Ing. V. BRĂNIȘTEANU, ing. O. BELZO,
ing. M. FĂCLIERU, Ing. A. E. TEODORIU
Uzina metalurgică — Iași

și dr. ing. C. ACKER
Institutul politehnic — Iași

Cz 621.764.35

ASPECTS CONCERNANT LE PROFILAGE À FROID DES TUBES CARRÉS ET QUADRANGULAIRES À JOINTURES À RECOUVREMENT SUR DES LAMINOIRS CONTINUS POUR TUBES SOUDÉS DANS LE SENS LONGITUDINAL

La fabrication des tubes quadrangulaires a jointures à reccuvrement destinés à la construction des autovéhicules est une des préoccupations de l'Usine métallurgique de Jassy.

En collaboration avec l'Institut polytechnique de Jassy, on donne, dans cet ouvrage, une solution mathématique des problèmes particuliers à l'élaboration des projets pour les phases de profilage de cette catégorie de tubes.

SOME ASPECTS REGARDING SQUARE AND RECTANGULAR SHAPED GROOVED TUBE COLD PROCESSING ON CONTINUOUS LONGITUDINALLY WELDED TUBE MILLS

„Metallurgical-Works" Iași is concerned in manufacturing rectangular shaped grooved tubes for motor car building.

The paper presents an analytic solution, worked-out in cooperation with the Polytechnic Institute in Iași, for the particular design problems arising during the different phases of the tube shaping process.

Creșterea continuă a nivelului industriei metalurgice și constructoare de mașini din țara noastră determină și necesitatea utilizării de produse tubulare cu o formă deosebită a secțiunii. Dintre acestea o largă utilizare, în special în construcția de autovehicule, o au țevile profilate pătrate și dreptunghiulare cu falț (fig. 1).

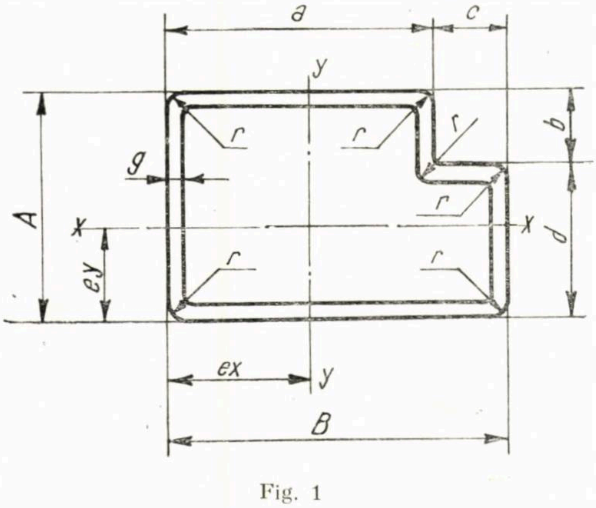


Fig. 1

Primele țevi de acest tip au fost fabricate în țară prin tragere la rece la Uzina de țevi Republica din București. Operația de tragere la rece impunea un consum mare de metal și de manoperă, calitatea țevilor obținute fiind sub cea solicitată de beneficiar. Din cauza acestor dezavantaje s-a trecut la importul acestora.

În urma preocupărilor constante ale colectivului Uzinei metalurgice—Iași de a asimila cît mai multe produse necesare economiei naționale și în special a celor care se importau, începînd cu anul 1969 țevile rectangulare cu falț, destinate construcției de autovehicule, se fabrică pe una din liniile de țevi sudate ale Uzinei metalurgice—Iași.

Caracteristicile țevilor rectangulare cu falț asimilate pînă în prezent la Uzina metalurgică—Iași sînt indicate în tabela 1 și în figura 1. Fabricarea acestor țevi se face prin profilarea la rece a țevii rotunde sudate, în calibrorul liniei de sudură, respectiv în același flux cu țeava sudată longitudinal.

Materia primă — bandă în rulouri — de grosimea țevii și tăiată la lățimea necesară dată în formula (1) se introduce în formatorul liniei unde este formată ca țeavă rotundă deschisă ce se sudează electric în caja de sudură, se calibrează rotund pînă la diametrul eboșei echivalente (D_e) după care se profilează pînă la forma din figura 1. Țeava profilată se retează în flux, la lungimea dorită, pe un ferăstrău culisant.

$$B = 3{,}135\ D_e + 3{,}3 - 2\ g \qquad (1)$$

în care :

B este lățimea benzii ; D_e — diametrul exterior al eboșei echivalente ; g — grosimea țevii.

Tabela 1

Dimensiunile, mm				Secțiunea, cm²	Masa, kg/m	e_x, cm	e_y, cm	Mărimile statice			
A	B	$b=c$	g					I_x, cm⁴	W_x, cm³	I_y, cm⁴	W_y, cm³
50	50	15	1,5	2,91	2,284	2,38	2,38	10,211	3,89	10,328	3,94
50	50	15	2,0	3,84	3,020	2,38	2,38	13,206	5,04	13,317	5,08
50	40	15	1,5	2,61	2,049	2,40	1,87	6,010	2,81	6,887	2,65
50	40	15	2,0	3,43	2,700	2,35	1,87	7,412	3,48	11,140	4,20
45	35	13	1,5	2,31	1,816	2,10	1,64	4,060	2,18	6,036	2,51
45	35	13	2,0	3,04	2,390	2,13	1,64	5,154	2,77	7,691	3,24

Formula (1) este determinată în ipoteza că diametrul țevii în calibrul de sudură este cu 1,5 mm mai mare decît diametrul eboșei echivalente [2].

Profilarea rectangulară se execută fără schimbarea suprafeței secțiunii și cu păstrarea grosimii peretelui; deci lungimea fibrei neutre atît la țeava eboșă, cît și la țeava profilată rămîne constantă. Din această condiție, ținînd cont de coeficientul de deplasare a fibrei neutre (după H. Mäkelt) [3] s-a dedus relația care dă diametrul exterior al eboșei echivalente:

$$D_e = 0{,}65\,(A + B) - 0{,}84\,r - 0{,}48\,g \qquad (2)$$

Pentru obținerea unui profil cu raze cît mai mici la colțuri, în relația (2) se regăsește și rezultatul experimentărilor efectuate care au dus la concluzia că lungimea fibrei neutre a țevii eboșe trebuie să fie aleasă cu circa 2% mai mare decît lungimea fibrei neutre a țevii rectangulare cu falț.

Pentru profilare se folosește metoda de calibrare în calibrul de tip săgeată. Această metodă de deformare asigură o utilizare eficientă a cajelor și o repartizare mai uniformă a tensiunilor de deformare pe laturile secțiunii. Din aceste motive a fost preferată această metodă în locul celei de calibrare în calibrul cutie.

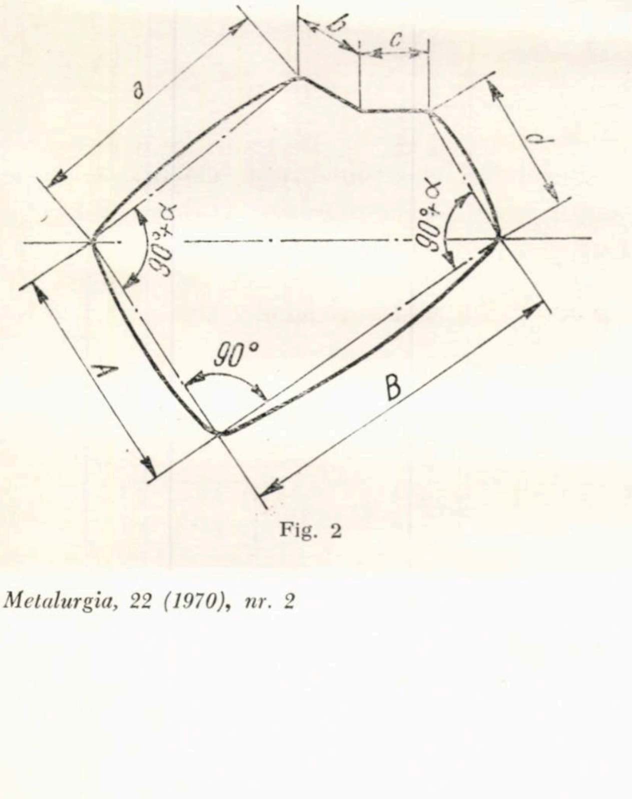


Fig. 2

Forma calibrului în fiecare cajă este similară cu cea din figura 2, laturile fiind formate din arce de cerc a căror coarde sînt egale cu laturile corespunzătoare ale secțiunii țevii finite. Acest lucru asigură la aceste caje un perimetru al calibrului mai mare decît perimetrul țevii, evitînd astfel posibilitatea flambării laturilor țevii în interior.

Poziția țevii în calibru cu falțul în sus este determinată de condiția unei corecte reglări a falțului și posibilitatea unui control ușor în timpul fabricației.

În principiu profilarea țevii se poate considera că se obține cu ajutorul a două metode aplicate simultan și anume:

1 — prin păstrarea diagonalei constante;

2 — prin variația unghiurilor formate de laturi.

Metoda 1 se aplică laturilor A și B care în tot timpul profilării rămîn perpendiculare între ele și deci diagonala opusă unghiului dintre ele este constantă.

Metoda 2 se aplică celorlalte laturi și falțului.

Nu se va insista asupra metodei 1 întrucît ea a fost prezentată într-un articol anterior [1] la profilarea țevilor pătrate și dreptunghiulare.

Laturile a și d nu vor fi perpendiculare în timpul profilării ci se vor roti cu același unghi α spre exterior, astfel încît în primele faze ale profilării unghiul exterior al falțului format de laturile b și c va fi obtuz.

Avînd în vedere că metoda 2 prezintă particularități de care trebuie ținut cont la proiectare, este necesar să se treacă mai întîi la o rezolvare matematică a problemei care să permită cunoașterea fazelor profilării.

Din figura 3 se constată că punctul P se deplasează pe o traiectorie ce reprezintă un loc geometric și anume locul intersecției cercurilor cu centrele în C_1 și C_2 și de raze, respectiv b și c.

Ecuațiile celor două cercuri sînt:

$$[x - a\cdot\cos(\varphi + \alpha)]^2 + [y - - a\cdot\sin(\varphi + \alpha)]^2 = b^2 \qquad (3)$$

$$\{x - [\delta - d\cdot\sin(\varphi - \alpha)]\}^2 + [y - - d\cdot\cos(\varphi - \alpha)]^2 = c^2 \qquad (4)$$

Ecuaţiile (3) şi (4) pot fi puse sub forma unor ecuaţii trigonometrice (5) şi (6) de gradul I în sin α şi cos α în care se poate considera că $b = o$

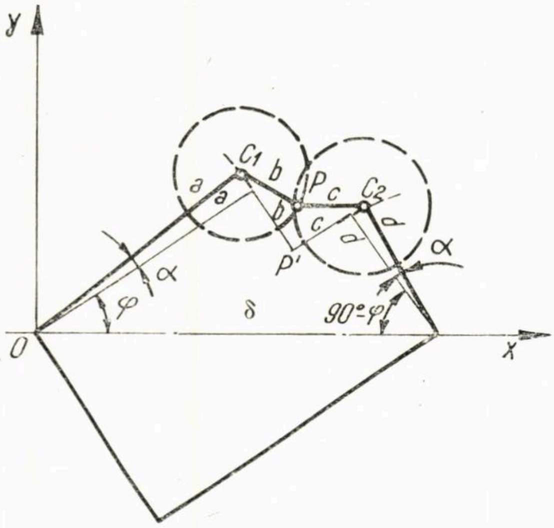


Fig. 3

aşa cum de altfel apare la toate ţevile cu falţ asimilate :

$$+ 2a(x \sin\varphi - y\cos\varphi)\sin\alpha - 2a(x\cos\varphi + y\sin\varphi)\cos\alpha = b^2 - x^2 - y^2 - a^2 \qquad (5)$$

$$+2d[(x+\delta)\cos\varphi - y\sin\varphi]\sin\alpha - 2d[(x+\delta)\sin\varphi + y\cos\varphi]\cos\alpha = c^2 - (x-\delta)^2 - y^2 - d^2 \qquad (6)$$

Pentru a obţine ecuaţia carteziană a locului se procedează la eliminarea parametrului α, rezolvînd ecuaţiile (5) şi (6) în cos α şi sin α:

$$\sin\alpha = \frac{\cos\varphi[-ax(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta x - x^2 - y^2) + yd(b^2 - a^2 - x^2 - y^2)] + \sin\varphi[-ay(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta x - x^2 - y^2) + d(\delta - x)(b^2 - a^2 - x^2 - y^2)]}{ad[(x^2 - \delta x - y^2)\cos 2\varphi + (2xy - \delta y)\sin 2\varphi} \qquad (7)$$

$$\cos\alpha = \frac{\cos\varphi[d(\delta - x)(b^2 - a^2 - x^2 - y^2) + ay(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta x - x^2 - y^2)] + \sin\varphi[-dy(b^2 - a^2 - x^2 - y^2) - ax(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta x - x^2 - y^2)]}{ad[(x^2 - \delta x - y^2)\cos 2\varphi + (2xy - \delta y)\sin 2\varphi]} \qquad (8)$$

Soluţiile obţinute (7) şi (8) se introduc în relaţia fundamentală

$$\sin^2\alpha + \cos^2\alpha = 1$$

de unde rezultă ecuaţia carteziană a locului căutat sub forma (9):

$$d^2(b^2 - a^2 - x^2 - y^2)^2[y^2 + (\delta - x)^2] + a^2(c^2 - d^2 - \delta^2 - 2\delta x - x^2 - y^2)^2 \cdot (x^2 + y^2) + 2ad(b^2 - a^2 - x^2 - y^2)(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta x - x^2 - y^2) \cdot \{[y(\delta - x) - xy]\cos 2\varphi - [x(\delta - x) + y^2]\sin 2\varphi\} = a^2d^2[x^2 - \delta x - y^2)\cos 2\varphi + (2xy - \delta y)\sin 2\varphi]^2 \qquad (9)$$

Ecuaţia aceluiaşi loc poate fi exprimată şi în coordonate polare (10) în care caz punctul „O" se consideră pol, iar „OX", semiaxa polară.

$$d^2(b^2 - a^2 - \rho^2)^2[\rho^2 + \delta^2 - 2\delta\rho\cos\theta] + a^2(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta\rho\cos\theta - \rho^2)^2 \cdot \rho^2 + 2ad(b^2 - a^2 - \rho^2)(c^2 - d^2 - \delta^2 + 2\delta\rho\cos\theta - \rho^2) \cdot [(\delta\rho\sin\theta - \rho^2\sin 2\theta)\cos 2\varphi - (\delta\rho\cos\theta - \rho^2\cos 2\theta)\sin 2\varphi] = a^2d^2[(\rho^2\cos 2\theta - \delta\rho\cos\theta)\cos 2\varphi + (\rho^2\sin 2\theta - \delta\rho\sin\theta)\sin 2\varphi]^2 \qquad (10)$$

Proiectarea calibrului cilindrilor de profilare implică cunoaşterea poziţiei tranzitorii a punctului P în timpul deformării în raport cu unghiul de rotire al laturilor α. Această poziţie este determinată numai de ecuaţiile parametrice ale locului geometric. Pentru obţinerea ecuaţiilor parametrice se scad ecuaţiile (3) şi (4) şi se obţine ecuaţia (11) a axului radical al celor două cercuri :

$$[x - a\cdot\cos(\alpha + \varphi)][\delta + d\sin(\alpha - \varphi) - a\cos(\alpha + \varphi)] = [y - a\sin(\alpha + \varphi)][a\sin(\alpha + \varphi) - d\cdot\cos(\alpha - \varphi)] + \left\{\frac{a^2 + d^2 + \delta^2}{2} + \delta[d\cdot\sin(\alpha - \varphi) - a\cos(\alpha + \varphi)] - ad\sin 2\alpha\right\} \qquad (11)$$

Rezolvînd ecuaţiile (3) şi (11) în x şi y se obţin ecuaţiile parametrice (12) şi (13) :

$$x = \frac{\delta}{2}\left\{\delta^2 + b(d - a)\sin\alpha + (a^2 - d^2 + ab - bd)\cos\alpha - [(a^2 - d^2 + ab - bd)\sin\alpha - b(d - a)\cos\alpha]\cdot\sqrt{\frac{b^2 - A}{b^2 + A}}\right\} \qquad (12)$$

$$y = \frac{\delta}{2}\Big\{[(a^2 + d^2 + ab + bd)\sin\alpha + (ab + bd + 2\,ad)\cos\alpha] - [\delta^2 + (ab + bd + 2ad)\sin\alpha - (a^2 + d^2 + ab + bd)\cos\alpha]\cdot\Big\}\sqrt{\frac{b^2 - A}{b^2 + A}} \tag{13}$$

în care:

$$A = [(a^2 + d^2 + ab + bd) + 2\,ad\sin\alpha]\cdot(1 - \cos\alpha) + b\cdot(a + d)\sin\alpha$$

În ecuațiile (12) și (13) au fost făcute înlocuirile $\sin\varphi = \frac{b + d}{\delta}$; $\cos\varphi = \frac{a + b}{\delta}$.

În diferitele faze ale profilării unghiul α va fi cuprins între o valoare maximă α_{max} și 0.

Valoarea α_{max} este determinată de situația cînd laturile b și c sînt în prelungire.

În acest caz α_{max} trebuie să satisfacă ecuația (14):

$$4\,ad\sin\alpha\cos\alpha + 2\delta(a\cos\varphi + d\sin\varphi)\cos\alpha - 2\,\delta(a\sin\varphi + d\cos\varphi)\sin\alpha = \delta^2 + a^2 + d^2 - (b + c)^2$$

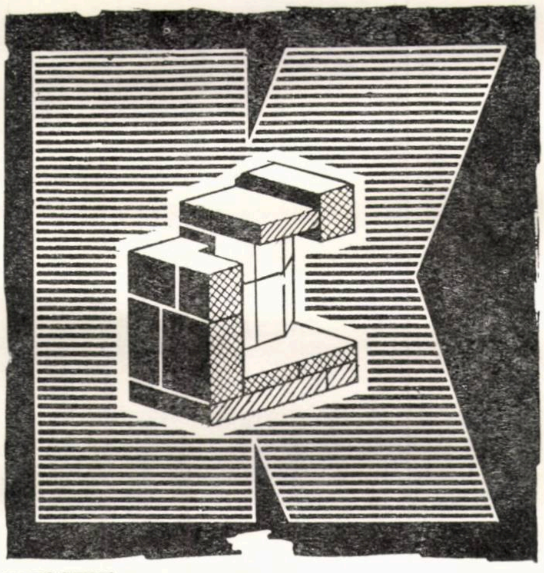
Unghiul α va avea valoarea 0 în ultima cajă de profilare a cărei calibru coincide ca formă și dimensiuni cu țeava profilată finită.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ungureanu T., Toma P., Făclieru M. și Teodoriu A. *Profilarea la rece a țevilor pătrate și dreptunghiulare pe laminoare continue de țevi sudate longitudinal.* Metalurgia, nr. 5, mai 1968, p. 290.

[2] Jucovschii B. L. și alții. *Proizvodstvo trub electrosvarkoi metodom soprotivlenia.* Moscova, 1953.

[3] Georg Sachs. *Principles and Methods of sheetmetal Fabricating.*



KORVISIT

PUBLICOM

ȘI NOVOKOR,

produse refractare corindonice topite pentru cuptoarele de încălzire din industria oțelului

Exportator:

Intreprinderea de Comerț Exterior pentru uleiuri și produse miniere din R. P. Ungară

Budapesta 62 Căsuța poștală 130
Telex 961, 962

Producător:

Fabrica de alumină și corindon
„Mosonmagyarovar“ R. P. Ungară

Influenţa tratamentului termic şi a modului de rectificare a dinţilor asupra rezistenţei la oboseală a roţilor dinţate din oţel de cementare

Ing. ŞTEFANIA BAICU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ. 621.833 ; 621.922 ; 621.785

L'INFLUENCE DU TRAITEMENT THERMIQUE ET DE LA RECTIFICATION SUR LA RÉSISTANCE À LA FATIGUE DES ROUES DENTÉES EN ACIER DE CÉMENTATION

À part l'avantage de la diminution des déformations lors du traitement thermique, la trempe étagée des roues dentées contribue à l'accroissement de la résistance à la fatigue du flanc des dents due aux tensions de compression qui se produisent dans la couche superficielle, comme effet du changement de la succesion des transformations, et notamment : en premier, a lieu la transformation dans le noyau et à la fin la transformation martensitique de la couche, accompagnée de tensions de compression favorables, améliorant ainsi la résistance à la fatigue.

Dans l'article on présente les résultats obtenus à la suite d'essais à la fatigue effectués sur des éprouvettes rondes à entailles et sur des roues dentées traitées en plusieurs variantes de traitement thermique, avec ou sans rectification ultérieure.

Les essais ont mené à la conclusion que la variante cémentation suivie de double trempe est inférieure à celle de cémentation ou carbonitruration suivie de trempe étajée et que les meilleurs résultats s'obtiennent dans le cas de la trempe étajée sans rectification ultérieure des dents.

THE INFLUENCE OF HEAT TREATMENT AND GRINDING ON FATIGUE STRENGTH OF CASEHARDENING STEEL GEARS

Besides distorsion diminution during heat treatment martempering of gears increases the fatigue strength of tooth flank owing to compression stresses which occure in the surface layers as a result of the change in transformation sequence: first in the core, and then in the layer; the martensitic transformation of the layer is associated with favourable compression stresses, which improve the fatigue strength.

The paper presents the results obtained on fatigue tests carried out on round notch samples and on gears, hea treated in different variants, before and after grinding.

The investigations showed that case-hardening with double-quenching was inferior to case-hardening or carbonitriding followed by martempering; the best results were obtained by martempering without subsequent grinding.

Într-un articol publicat recent [1] s-a arătat că, în urma cercetărilor efectuate asupra unor probe asimetrice în formă de C, precum şi pe loturi de diferite tipuri de roţi dinţate, din diferite oţeluri de cementare (18MoCN13, 21MoCN12, 17MC10 şi 15MoCN12), privind influenţa tratamentului termic asupra deformaţiilor, s-a stabilit că tehnologia optimă care produce deformaţii minime în timpul tratamentului termic este cementarea sau carbonitrurarea urmată de călire în trepte.

Micşorarea deformaţiilor la călirea în trepte a roţilor dinţate cementate sau carbonitrurate are loc ca urmare a modului cum are loc transformarea martensitică. Se ştie că tratamentul termic de călire în trepte constă din următoarele : austenitizare normală a oţelului, urmată de răcire într-o baie de sare sau într-o baie de ulei cald avînd temperatura deasupra punctului M_s (uneori între M_s şi M_f), menţinere de scurtă durată într-o astfel de baie, pînă la egalizarea temperaturii în toată secţiunea piesei, şi apoi răcire finală în aer.

Structura obţinută în stare finală este martensita şi, întrucît ea se realizează cu o viteză de răcire relativ lentă, după o uniformizare prealabilă a temperaturii în toată secţiunea, piesele cu variaţii de secţiune se transformă de la suprafaţă spre centru în aproximativ acelaşi timp, astfel încît se micşorează sau se elimină aproape complet deformaţia care are loc în mod normal la călirea clasică.

De asemenea, la călirea în trepte se formează mai puţine tensiuni reziduale decît la călirea clasică, datorită faptului că variaţiile termice cele mai mari au loc în timp ce oţelul este în stare austenitică, relativ plastică, precum şi din cauză că transformarea finală martensitică, cu schimbările termice respective, are loc în toată piesa în acelaşi timp [2].

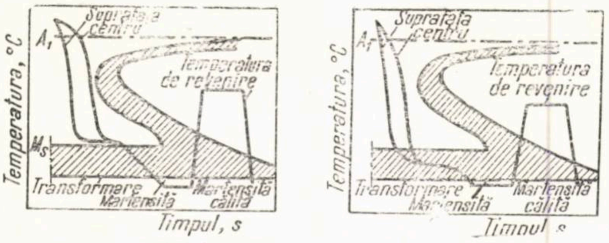


Fig. 1. Diagramele de transformare temperatură—timp și curbele de răcire pentru călirea în trepte (stînga) și călirea în trepte modificată (dreapta).

Pe lîngă avantajul micșorării deformațiilor, călirea în trepte duce la creșterea rezistenței la oboseală a pieselor, datorită tensiunilor de compresiune care iau naștere în stratul superficial, ca urmare a schimbării ordinii în succesiunea transformărilor și anume : întîi are loc transformarea în miez și în final transformarea martensitică în strat cu apariția tensiunilor de compresiune favorabile, îmbunătățind astfel rezistența la oboseală.

Cercetările efectuate în ultimul timp pe roțile dințate din industria de automobile, mașini-unelte, construcții navale, mașini de transport, au arătat că, prin rectificarea flancului dintelui și a golului dintre dinți la roțile dințate cementate și călite în trepte, se micșorează capacitatea portantă a angrenajului de trei—cinci ori [3].

Micșorarea rezistenței la oboseală, și deci a durabilității roților dințate rectificate pe conturul dintelui după tratament termic, este consecința mai multor factori și anume :

— înlăturarea de la suprafață a stratului cu cele mai mari tensiuni de compresiune, care ating uneori 80—100 kgf/mm ^{2} și care se micșorează la adîncimi de 0,05—0,1 mm (adaosul de rectificare la roțile dințate cu modul mediu este de cel puțin 0,15 mm pe flanc) ;

— apariția unor tensiuni remanente de întindere în stratul superficial, datorită modificărilor structurale care însoțesc procesul de rectificare ; aceste tensiuni se suprapun tensiunilor oscilatorii de întindere datorită solicitărilor exterioare și grăbesc apariția și propagarea fisurilor ;

— formarea de arsuri de rectificare (pete cu microstructură și duritate diferită) sub acțiunea unor temperaturi momentane ridicate, ca urmare a unei rectificări necorespunzătoare ;

— repartizarea neuniformă a stratului cementat pe flanc sau chiar lipsa acestuia ca urmare a rectificării.

În condiții de laborator, s-au găsit regimuri de rectificare care nu creează tensiuni de întindere (fig. 2 curba 2) însă, în condițiile unei producții de serie, creerea unor asemenea condiții este relativ complicată.

Pentru aprecierea cantitativă a influenței tratamentelor termice și termochimice și a stării stratului superficial asupra durabilității angrenajelor s-au efectuat încercări de rupere la oboseală pe epruvete și pe roți dințate din oțel 21 MoMC 12 cementate sau carbonitrurate

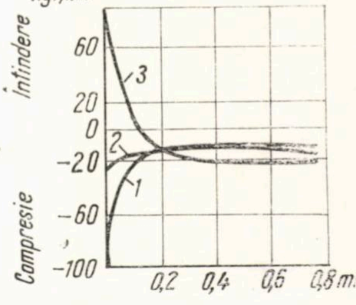


Fig. 2. Influența rectificării asupra formării tensiunilor remanente de întindere :

1 — fără rectificare ; *2* — rectificare fină ; *3* — rectificare brută.

și apoi călite în trepte, în comparație cu epruvetele și roțile dințate cementate și dublu călite ; pentru studiul influenței modului de rectificare asupra rezistenței la oboseală, epruvetele și roțile dințate au fost încercate în stare rectificată atît înainte, cît și după tratamentul termic.

Încercări de rupere prin oboseală efectuate pe epruvete rotunde cu crestătură

Pentru a elimina efectul tensiunilor suplimentare dinamice, din cauza unor abateri dimensionale, s-au efectuat o serie de încercări preliminare pe epruvete rotunde cu o crestătură inelară (fig. 3) care produce o concentrare de tensiuni similară celei produse de racordarea dintelui de corpul roții, reproducînd astfel destul de fidel efectul de concentrare de eforturi la baza dintelui.

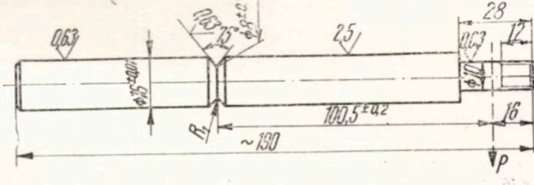


Fig. 3. Epruvetă pentru încercarea de oboseală.

Epruvetele s-au executat din oțel 21 MoMC 12, iar variantele de tratament termic și rectificare a bazei crestăturii s-au aplicat după cum urmează :

Varianta 1—Cementare în gaz metan brut, urmată de călire dublă în ulei și rectificare după tratament termic.

Varianta 2 — Cementare în gaz metan brut urmată de călire în trepte și rectificare după tratament termic.

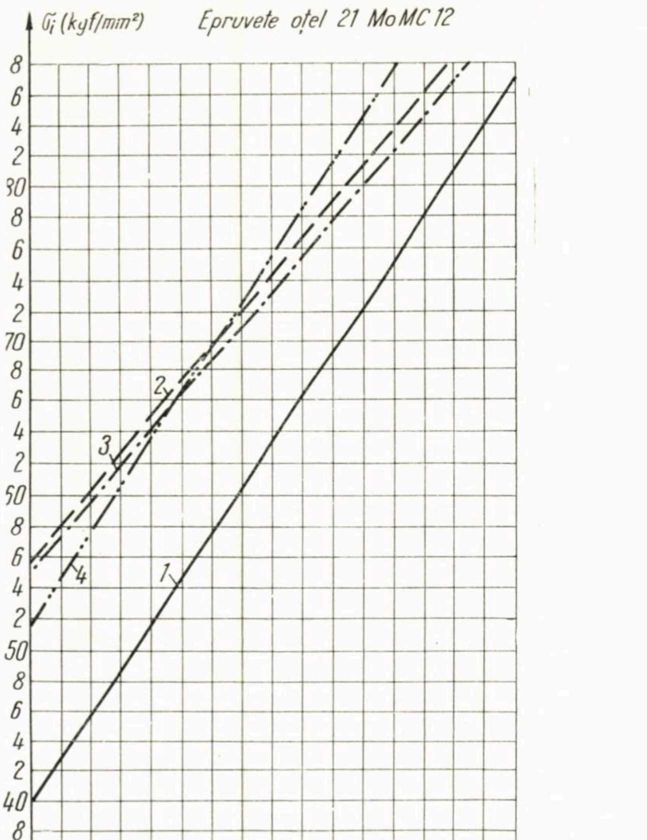


Fig. 4. Influența tratamentului termic și a modului de rectificare a crestăturii asupra rezistenței la oboseală pe epruvete din oțel 21 MoMC 12:

1 — cementare cu călire dublă, rectificare; *2* — cementare cu călire în trepte, rectificare; *3* — carbonitrurare cu călire în trepte, fără rectificare; *4* — idem și rectificare.

Varianta 3 — Carbonitrurare în atmosferă controlată, urmată de călire în trepte fără rectificare ulterioară.

Varianta 4 — Carbonitrurare în atmosferă controlată, urmată de călire în trepte și rectificare după tratament termic.

Încercările de oboseală s-au efectuat pe un stand de încercat la oboseală, pe epruvete rotative fixate în consolă, iar sarcina s-a aplicat în mod progresiv, solicitarea crescînd proporțional cu numărul de cicluri *N*, pînă la ruperea epruvetelor. Această metodă permite obținerea valorilor de rezistență la oboseală pe un număr redus de epruvete, dispersia rezultatelor fiind redusă față de metoda de încercare la oboseală (metoda Wöhler), prezentînd totodată avantaje nete în special în cazul cînd se execută încercări comparative, cum este cazul încercărilor din articolul de față.

În figura 4 sînt date rezultatele comparative pentru cele patru variante examinate. Se observă clar inferioritatea călirii duble în comparație cu celelalte trei variante: în timp ce la variantele de tratament termic cu călire în trepte valorile rezistenței la oboseală sînt apropiate, variind în limitele 52—56 kgf/mm², la epruvetele dublu călite, rezistența la oboseală este de 40 kgf/mm², ceea ce reprezintă o scădere a acestei caracteristici de peste 25%.

Se remarcă, de asemenea, că rezistența la oboseală a epruvetelor carbonitrurate și rectificate este inferioară celei a epruvetelor carbonitrurate fără rectificare ulterioară (σ_{-1} = 52 kgf/mm² față de 55 kgf/mm²).

Încercări de rupere prin oboseală efectuate asupra unor roți dințate din oțel 21 MoMC 12

Încercările s-au efectuat pe un stand de încercat roți dințate în circuit închis, cu sarcina progresivă, solicitarea crescînd proporțional cu numărul de cicluri *N* pînă la rupere. Standul de încercare se compune din două circuite distincte și anume:

— Circuitul principal — închis — care realizează momentele de torsiune necesare încărcării;

— Circuitul secundar — deschis — care realizează încărcarea progresivă la un regim impus de viteza de încărcare.

S-au utilizat roți dințate tipizate în cadrul laboratorului de organe de mașini al Institutului politehnic—Timișoara, unde s-au efectuat aceste încercări de oboseală.

Roțile (fig. 5) au avut următoarele caracteristici:

m = 3 mm; $Z_1 = Z_2 = 39$; B = 5 mm; B = 10 mm.

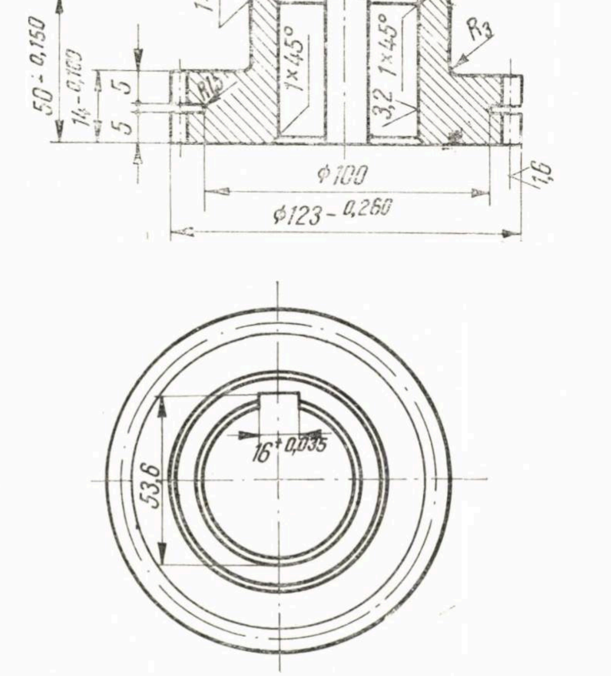


Fig. 5. Roată dințată — epruvetă pentru încercarea de oboseală.

Pentru încercări s-au angrenat roţi dinţate cu lăţimea dintelui de 5 mm cu roţi dinţate cu lăţimea dintelui de 10 mm.

Variantele de tratament termic şi modul de efectuare a rectificării conturului dinţilor sînt arătate în tabela 1.

La roţile dinţate cu lăţimea dintelui de 10 mm, din punct de vedere al tratamentului termic durităţile obţinute prezintă o dispersie relativ mică, de maximum 6 %, după cum rezultă din tabela 2.

Tabela 1

Varianta	Tratamentul termic aplicat	Adîncimea stratului, mm	Duritatea HRC	
			strat	miez
1	Cementare la 900°C în gaz metan brut+călire dublă în ulei, cu rectificare ulterioară	0,35	62	43
2	Cementare la 900°C în gaz metan brut+călire în trepte la 830°C/180°C în ulei, cu rectificare ulterioară	0,45	61	40
3	Carbonitrurare la 860°C în atmosferă controlată şi călire în trepte la 830°C/180°C în ulei, fără rectificare ulterioară	1,0	61	40
4	Idem ca la 3 dar cu rectificare ulterioară	1,0	61	42

Tabela 2

Varianta	Limitele de duritate, HRC	Diferenţa, HRC	Abaterea, %
1	65—67,5	2,5	3,85
2	62,5—66	3,5	5,6
3	63—66	3	4,7
4	63,5—66	2,5	3,95

Precizia de execuţie a roţilor dinţate nu a fost dintre cele mai îngrijite, acestea găsindu-se în trei clase de precizie diferite, din clasa a 7-a pînă în clasa a 9-a, aşa cum rezultă din tabela 3.

Tabela 3

Roata/varianta	Toleranţa variaţiei pasului	Clasa de precizie	Toleranţa bătăii radiale	Clasa de precizie
1/1	17	7	37	7
2/1	20	8	63	8
3/1	41	9	70	8
4/1	14	7	65	8
1/2	16	7	39	7
2/2	18	8	44	7
3/2	13	7	65	8
4/2	20	8	50	8
1/3	22	8	55	8
2/3	28	9	56	8
3/3	20	8	63	8
4/3	21	8	71	8
1/4	29	9	37	7
2/4	19	8	55	8
3/4	—	—	—	—
4/4	24	8	71	8

Aceste abateri ale preciziei roţilor dinţate au influenţat rezultatele experimentale, mărind dispersia rezultatelor.

În figura 6 se prezintă curbele de variaţie a rezistenţei la oboseală pe roţi dinţate tratate termic şi rectificate în variantele menţionate. Se constată că valorile maxime ale rezistenţei la oboseală s-au obţinut pentru roţile dinţate carbonitrurate călite în trepte, fără rectificare după tratament termic, iar valorile minime, pentru roţile carbonitrurate călite în trepte şi rectificate după tratament termic. Din cauza dispersiei rezultatelor din motivele menţionate anterior, pentru varianta cementare cu călire în trepte şi rectificare, nu s-a putut trasa o diagramă medie de oboseală.

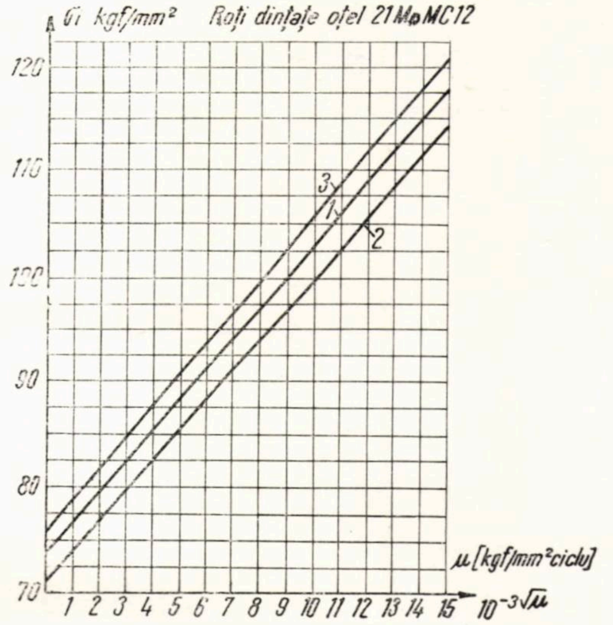


Fig. 6. Influenţa tratamentului termic şi a modului de rectificare a conturului dinţilor asupra rezistenţei la oboseală a roţilor dinţate -- din oţel 21 MoMC 12 :

1 — cementare cu călire dublă şi rectificare; 2 — carbonitrurare cu călire în trepte, fără rectificare; 3 — carbonitrurare cu călire în trepte şi rectificare.

Comparînd rezultatele experimentale obţinute pe roţi dinţate cu cele obţinute pe epruvete rotunde, se constată că ele sînt similare în cazul carbonitrurării cu călire în trepte; în ambele cazuri rectificarea a dus la scăderea rezistenţei la oboseală.

În schimb, în timp ce cementarea urmată de călire dublă duce la o scădere substanţială a rezistenţei la oboseală, în cazul epruvetelor rotunde, nu acelaşi lucru se întîmplă în cazul roţilor dinţate. Fenomenul se poate atribui în mare parte efectului abaterilor dimensionale asupra rezistenţei la oboseală în urma rectificării insuficiente îngrijite şi, în parte, şi dispersiei rezultatelor experimentale.

Atît la epruvetele rotunde, cît și la roțile dințate, s-au obținut valori mari ale rezistenței la oboseală, variind la roțile dințate în limitele $\sigma_{-1} = 71 - 75,5$ kgf/mm^2, iar la epruvetele rotunde în limitele $\sigma_{-1} = 52 - 56$ kgf/mm^2 (dacă se face abstracție de varianta cu călire dublă), ceea ce denotă că mai există o rezervă foarte mare în ceea ce privește dimensionarea angrenajelor.

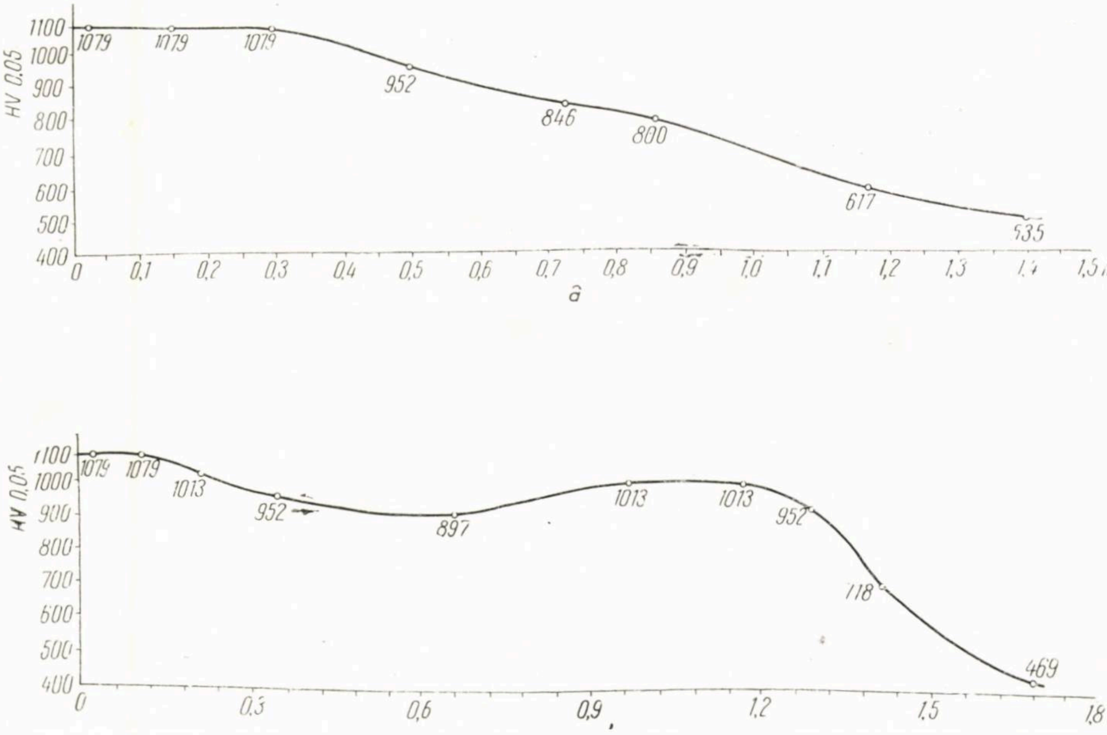


Fig. 7. Variația microdurității cu microstructura:
a – cementare urmată de călire în trepte; *b* – carbonitrurare urmată de călire în trepte.

Din analiza metalografică, efectuată pe flancul dintelui roților în fiecare din variantele de tratament termic studiate, nu se constată diferențe sensibile între microstructurile obținute în urma cementării urmate de călire dublă sau călire în trepte. În strat se observă martensită fină, în zona de trecere, martensită cu bainită, iar în miez, bainită. În figura 7, *a* se prezintă microstructura flancului unei astfel de roți, precum și variația microdurității de la margine spre miez.

În cazul carbonitrurării urmate de călire în trepte, microstructura stratului constă într-o zonă exterioară martensitică (0,2 mm), urmată de o zonă cu martensită și austenită reziduală fin repartizată (0,3 mm) și apoi o zonă bainito-martensitică, iar în miez, bainită (fig. 7, *b*).

Din cercetările efectuate rezultă deci că rezistența la oboseală a roților dințate din oțel de cementare durificate superficial depide de tratamentul de călire aplicat după operația de cementare sau carbonitrurare și de succesiunea operațiilor de rectificare și tratament termic. Rezultatele cele mai bune se obțin în cazul cementării sau al carbonitrurării urmate de călirea în trepte, fără rectificare ulterioară a conturului flancului dinților.

BIBLIOGRAFIE

[1] Baicu Ștefania. *Unele considerații privind deformațiile la tratamentul termic al oțelurilor de cementare pentru roți dințate.* Metalurgia, 1969, nr. 10, p. 505–512.

[2] * * * A.S.M. Metals Handbook, vol. II, ed. 8, New York, Martempering, 1964.

[3] Pratusevici R. M. *Vlianie slifovania perehagnovo profilia zubev ţementovaniih zulciatîh koles na ih procinosti.* Stanki i Instrument, nr. 10, 1965, p. 10.

[4] Petrusevici A. I. *Vlianie slizovicinîh prijogovna kontactnuiu vinochivost ţementovanîh i zakalennîh.* Vestnik Mașinostroenia, nr. 6, apr. 1965, p. 7.

Consideraţii privind utilitatea fabricării lingotierelor din fontă cu grafit nodular

Dr. ing. C. COSNEANU, conf. dr. ing. L. SOFRONI,
ing. V. LANDES, ing. F. SCHÖNBERGER, ing. V. PETRESCU, ing. I. FAUR

CZ 669. 131. 7: 621. 746. 393

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT L'UTILITÉ DE LA FABRICATION DES LINGOTIÈRES EN FONTE À GRAPHITE NODULAIRE

On présente les resultats obtenus au cours des expériences semi-industrielles concernant la durabilité pendant l'exploitation des lingotières coulées, en fonte à graphite nodulaire et à structure ferrito-perlitique.

On analyse l'influence de la teneur en silicium et de la vitesse de déversage de la fonte lors de la modification sur le degré d'assimilation du silicium et du magnezium contenus dans les pré-alliages. On présente des calculs en rapport avec les économies qui peuvent être réalisées dans le cas d'une production de grande série de lingotières en fonte à graphite nodulaire.

CONSIDERATIONS REGARDING MANUFACTURING UTILITY OF NODULAR CAST IRON INGOT MOULDS

The paper presents results obtained during semi-industrial investigations, regarding running durability of nodular cast iron ingot moulds having a ferritic — pearlitic structure. Influence of silicium content and rate of cast iron pouring during modification on the assimilation degree of silicium and magnesium introduced with pre-alloys is analysed. Reckonings related to savings which can be obtained in the case of a large serial production of nodular cast iron ingot moulds are presented.

Pe plan mondial lingotierele au o pondere de 12 — 14 % din producţia totală de piese turnate din fontă cenuşie, iar consumul lor mediu este ridicat (la circa 25 kg/t oţel lingou), ca urmare a epuizării măsurilor radicale de îmbunătăţire a formei constructive a acestora. Rezultă că singura posibilitate de micşorare a consumului de lingotiere constă în folosirea pentru turnarea lor a unor fonte cu proprietăţi fizico-mecanice superioare.

Rezultate remarcabile s-au obţinut prin turnarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular, care se folosesc în prezent în majoritatea ţărilor dezvoltate industrial. Producţia mondială de lingotiere turnate din fontă cu grafit nodular a fost în anul 1968 de 150 000 — 200 000 t, iar în anul 1970 va fi de circa 500 000 t [1], [2], [3].

Exploatarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular cu greutate de 4 — 6 t a arătat că acestea au o durabilitate de 1,5 — 3,0 ori mai mare, comparativ cu lingotierele din fontă cenuşie cu grafit lamelar şi că, în general, rezultatele sînt funcţie de influenţa aceloraşi factori : forma, construcţia, valoarea coeficientului de utilizare, calitatea şi temperatura oţelului turnat în lingotieră, viteza de răcire a lingotierei după evacuarea lingoului etc. Existenţa în microstructura lingotierelor a unei proporţii de pînă la 20 % grafit lamelar nu influenţează asupra durabilităţii acestora. Tot din experienţa mondială mai rezultă că pereţii lingotierelor turnate din fontă cu grafit nodular trebuie să aibă o grosime mai mică deoarece conductibilitatea termică a lor este cu 20 — 40 % mai scăzută decît a lingotierelor din fontă cenuşie cu grafit lamelar [1], [2], [3].

Ţinînd seamă de experienţa acumulată pe scară mondială în fabricarea şi exploatarea lingotierelor turnate din fontă cu grafit nodular, precum şi de rezultatele experimentale obţinute în ţara noastră [4], s-a reuşit să se definitiveze la uzinele „Victoria" — Călan o tehnologie de fabricaţie care poate asigura turnarea lingotierelor cu greutatea maximă de 10 t.

Tehnologia de fabricare a fontei cu grafit nodular destinată turnării lingotierelor la uzina „Victoria" — Călan prevede obligativitatea folosirii prealiajelor Fe-Si-Mg (cu 10 % Mg) cu o granulaţie de 1 — 10 mm şi a oalelor de modificare cu capacitatea de 5 — 12 t, avînd raportul $h : d = 1{,}5 - 2{,}2$ (fig. 1).

Obţinerea unor rezultate constante pentru producţia în serie mare a lingotierelor de calitate din fontă cu grafit nodular este determinată de controlul eficace al următorilor parametri tehnologici : compoziţia chimică şi temperatura fontei iniţiale ; viteza de deversare a fontei din oala de turnare în oala de modificare ; timpul de aşteptare de la sfîrşitul reacţiei de modificare pînă la turnarea fontei ; gradul de asimilare a siliciului în procesul de modificare dublă ; durata şi temperatura recoacerii feritizante ; durata şi temperatura de detensionare.

Din punct de vedere al compoziţiei chimice şi al tratamentului termic aplicat, lingotierele analizate au fost împărţite în trei loturi:

— lotul I — lingotiere din fonte cu 1,8 — 2,2 % Si, supuse tratamentului de recoacere feritizantă;

— lotul II — lingotiere din fonte cu 2,2—2,6 % Si, supuse tratamentului de recoacere feritizantă;

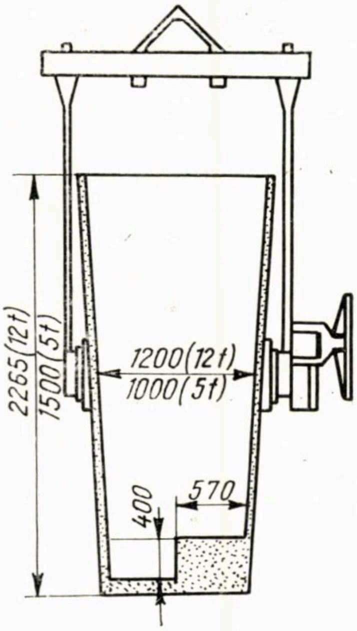


Fig. 1. Oala utilizată pentru modificarea fontei cu prealiaje Fe—Si—Mg.

— lotul III — lingotiere din fonte cu 1,8—3,0 % Si, supuse numai tratamentului de detensionare.

Temperatura fontei iniţiale înainte de modificare a fost cuprinsă în limitele 1 240 — 1 260°C, ţinînd seamă că pierderile ulterioare de temperatură la modificare şi turnare nu depăşesc 50 — 65°C.

Viteza de deversare a fontei din oala de turnare în oala de modificare are o mare influenţă asupra gradului de asimilare a siliciului şi a magneziului.

Rezultatele experimentale obţinute, privind gradul de asimilare a siliciului din prealiajele Fe—Si—Mg în funcţie de conţinutul iniţial de siliciu din fontă şi viteza de deversare a acesteia, sînt prezentate în figura 2, *a* de unde rezultă că la viteze de deversare mai mari de 180kg fontă/s şi la temperaturi ale fontei iniţiale de maximum 1 250°C se obţin grade de asimilare a siliciului de 75 — 90 %. Conţinutul de siliciu în fonta iniţială influenţează într-o mică măsură gradul de asimilare a siliciului din prealiaje.

Gradul de asimilare a magneziului este determinat de viteza de deversare, de conţinutul iniţial de siliciu şi de timpul de aşteptare care se scurge de la terminarea reacţiei de modificare şi pînă la turnarea fontei în formă.

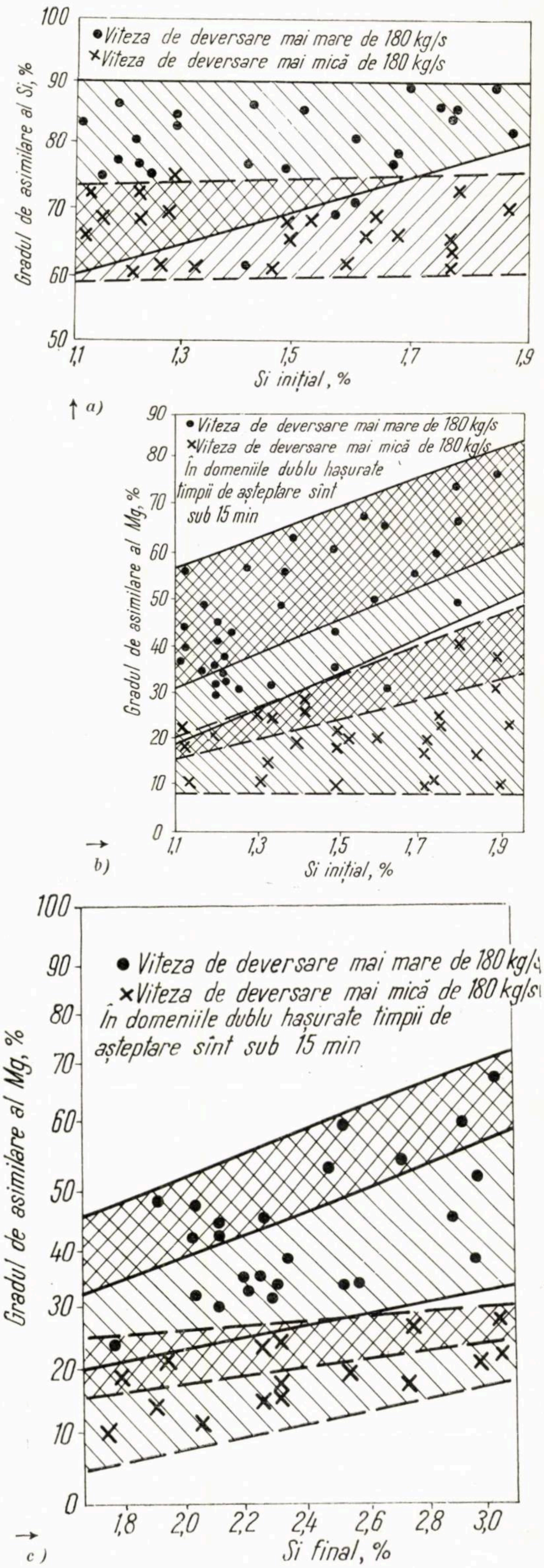


Fig. 2. Infuenţa conţinutului de siliciu şi a vitezei de deversare asupra gradului de asimilare a siliciului din prealiaje (*a*) şi a magneziului (*b* şi *c*).

După cum rezultă din datele prezentate în figurile 2,*b* și 2,*c* cele mai ridicate grade de asimilare a magneziului (40 — 60 %) se obțin la viteze de deversare mai mari de 180 kg/s și la timpi de așteptare sub 15 min. Se constată că asimilarea magneziului este puternic influențată de conținutul inițial (fig. 2,*b*) și final (fig. 2, *c*) de siliciu.

După modificarea fontei cu prealiaj Fe–Si–Mg se aplică operația de modificare dublă cu ferosiliciu granulat, care determină în mare măsură proporția de ferită, numărul și mărimea nodulilor de grafit din structura fontelor. Cele mai bune rezultate se obțin atunci cînd prin modificare dublă se asigură un aport de 0,15 — 0,25 % Si. Operația de dublă modificare se efectuează în timpul transvazării fontei din oala de modificare în oala de turnare, folosind ferosiliciu cu 75 % Si, granulat la 1 — 5 mm și adăugat treptat în jetul de fontă.

Turnarea fontei în forme se face cu o viteză de 120 kg/s, urmînd ca la sfîrșitul turnării să se revină cu 2 — 3 porții de fontă pentru compensarea tendinței de contracție a acesteia și micșorarea în acest fel a volumului de retasură în partea superioară a piesei turnate.

Lingotierele din loturile I și II au fost supuse tratamentului termic de recoacere feritizantă conform diagramei din figura 3, *a*, iar cele din lotul III au fost detensionate după regimul arătat în diagrama din figura 3, *b*.

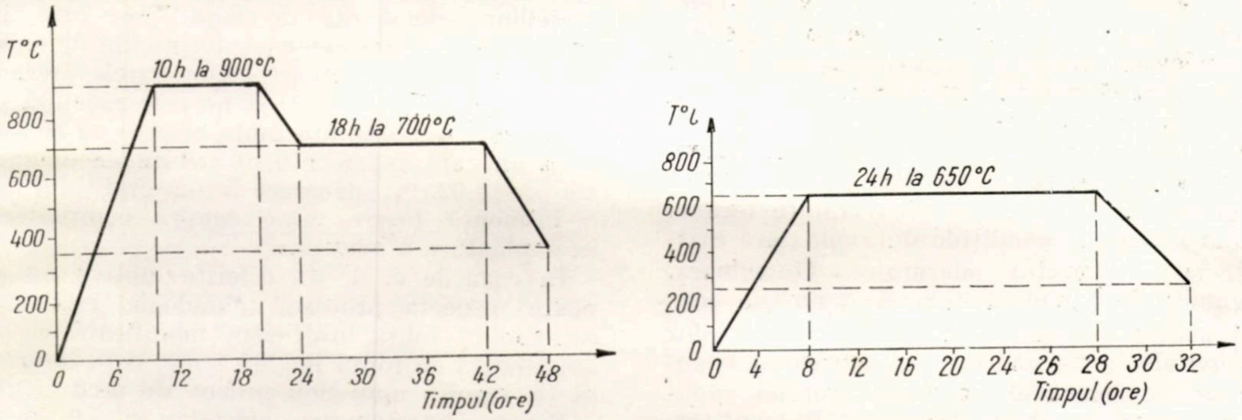
Alegerea și analiza acestor variante tehnologice a fost impusă pe de o parte de rezultatele cercetărilor proprii anterioare [4], iar pe de altă parte de indicațiile din literatura de specialitate [3].

În tabela 1 este arătată compoziția chimică și durabilitatea medie a lingotierelor din fontă cu grafit nodular cu greutatea de 7 t (tip LN—70), ținînd seamă de cele trei variante tehnologice analizate.

Lingotierele LN—70 obișnuite din fontă cu grafit lamelar au o durabilitate medie de 68 turnări atunci cînd sînt utilizate la turnarea oțelului necalmat, ceea ce corespunde la un consum specific de 14,8 kg/t oțel lingou.

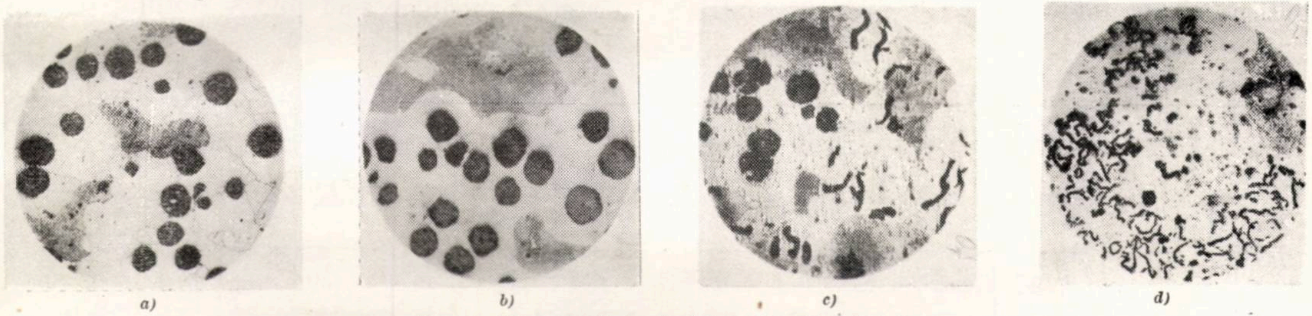
Lingotierele din lotul I, care sînt turnate din fonte cu gradul de saturație cuprins în limitele 1,03 — 1,07 și cu maximum 15 % perlită în microstructură și grafit de formă nodulară pe întreaga secțiune a pereților (fig. 4, *a*) au prezentat cele mai bune rezultate (consumul specific mediu 6,0 kg/t oțel lingou). Lingotierele au ieșit din uz datorită apariției rețelei de arsuri după aproximativ 80 — 100 turnări. La lingotierele din fontă cenușie cu grafit lamelar, în aceleași condiții de exploatare, rețelele de arsuri apar la circa 30 turnări.

Din observațiile efectuate asupra comportării în exploatare a lingotierelor din fontă cu grafit nodular rezultă că rețeaua de arsuri apare pe suprafețele de lucru mult mai tîrziu decît la lingotierele turnate din fontă cu grafit lamelar, iar viteza lor de propagare este foarte lentă, nefavorizînd formarea crăpăturilor.



a *b*

Fig. 3. Ciclul tratamentelor termice de recoacere grafitizantă (*a*) și de detensionare (*b*).



a) *b)* *c)* *d)*

Fig. 4. Microstructura fontelor din lingotiere:
a — din lotul I; *b* — din lotul II; *c* și *d* — din fonte insuficient modificate

Lingotierele din lotul II, turnate din fonte cu gradul de saturaţie mai mare (cuprins în limitele 1,07 — 1,11) şi cu o proporţie mai mică de perlită în structură (max. 10 %) au realizat, de asemenea, rezultate bune, exprimate prin sporuri substanţiale de durabilitate (tabela 1).

Tabela 1

Lotul	Nr. de lingotiere încercate	Compoziţia chimică medie, %						Gradul de saturaţie a fontei în carbon, Sc	Microstructura		Durabilitatea (număr de turnări)	Consumul specific, %	Sporul de durabilitate, %	Cauzele ieşirii din uz
		C	Si	Mn	P	S	Mg		Perlită, %	Dimensiunea nodulilor				
I	16	3,76	1,8—2,2	0,57	0,176	0,009	0,050	1,03—1,07	5—15	30— 80	164,5	6,0	142	Arsuri
II	42	3,77	2,2—2,6	0,60	0,177	0,008	0,039	1,07—1,11	1—10	30—120	142,2	7,20	110	Arsuri şi crăpături
III	34	3,76	1,8—3,0	0,63	0,176	0,009	0,035	1,03—1,16	1—15	30—100	94,6	10,6	38	Crăpături şi arsuri

Lingotierele din lotul II au ieşit din uz ca urmare a dezvoltării reţelelor de arsuri şi a apariţiei crăpăturilor longitudinale în partea inferioară a acestora.

Lingotierele din lotul III, turnate din fonte cu gradul de saturaţie cuprins între 1,03 şi 1,16 şi supuse numai tratamentului de detensionare, avînd maximum 15 % perlită în structură (fig. 4, *b*) au realizat o durabilitate medie de 94,6 turnări, ceea ce corespunde unui consum specific de 10,6 kg/t. Din observaţiile efectuate asupra comportării acestor lingotiere în exploatare reiese că majoritatea ies din uz datorită crăpăturilor şi numai o mică proporţie, din cauza reţelelor de arsuri.

Rezultatele obţinute scot în evidenţă durabilitatea superioară a lingotierelor din fontă cu grafit nodular care au fost tratate termic. Ţinînd seamă de condiţiile de exploatare existente la Combinatul siderurgic — Hunedoara, precum şi de faptul că în prezent nu sînt condiţii pentru micşorarea conţinutului de fosfor din fontele brute utilizate la fabricarea lingotierelor, se consideră ca soluţie optimă adoptarea variantei tehnologice cu tratament termic. Efectuarea tratamentului termic al lingotierelor din fontă cu grafit nodular contribuie în mare măsură la uniformizarea calităţii acestora, în cazul producţiei de serie mare, precum şi la atenuarea imperfecţiunilor constructive, în special la lingotierele plate.

În cazul cînd se îmbunătăţesc condiţiile de exploatare a lingotierelor (pregătirea corespunzătoare, folosirea adaosurilor protectoare de calitate, mărirea numărului de turnări pînă la 1,5 — 2,0 turnări / 24 h, întreţinerea şi repararea suprafeţelor de lucru, limitarea dezvoltării crăpăturilor etc.) în combinatele siderurgice din ţara noastră, este posibilă fabricarea lingotierelor fără aplicarea tratamentului termic de recoacere feritizantă.

În tabela 2 sînt prezentate cîteva rezultate obţinute cu lingotiere la care forma grafitului este intermediară (fig. 4, *c* şi *d*), ca urmare a greşelilor tehnologice de modificare care au dus la nerealizarea conţinutului minim de magneziu remanent — 0,025 %. Din datele prezentate în tabela 2 rezultă că nu este raţional să se toarne lingotiere din fonte la care nu se asigură un conţinut remanent minim de magneziu de 0,025 %, deoarece forma grafitului are o influenţă foarte mare asupra comportării în exploatare a acestora.

În cazurile cînd din diferite motive nu se poate respecta procesul tehnologic, este mai raţional ca fonta insuficient modificată să fie amestecată cu fontă lichidă nouă, care ulterior să fie supusă unui nou proces de modificare.

Pentru determinarea efectelor şi eficienţei economice a fabricaţiei lingotierelor din fontă cu grafit nodular s-au folosit rezultatele can-

Tabela 2

Lotul	Număr lingotier încercate	Compoziţia chimică medie, %						Gradul de saturaţie	Microstructura		Durabilitatea (număr de turnări)	Consumul specific, kg/t	Cauzele ieşirii din uz
		C	Si	Mn	P	S	Mg		Perlită, %	Lungimea lamelelor de grafit, μ			
I+II	8	3,72	2,40	0,65	0,195	0,014	0,017	1,09	5—10	50—150	47,9	20,9	Crăpături
III	8	3,76	1,8—2,8	0,70	0,170	0,012	0,012	1,03—1,14	1—15	30—450	26	38,5	Crăpături

titative și valorile obținute în condiții semiindustriale la turnarea și exploatarea a 92 lingotiere de tip LN — 70.

La baza calculului eficienței economice stau datele prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Articolele calculației	Consum specific, %	Preț, lei/t	Cheltuieli la 1 000 t lingotiere	Total lei la 1 000 t
Prealiaj Fe-Si-Mg (10% Mg)	1,75	10 000	$1{,}75 \times 10^5$	175 000
Ferosiliciu	0,40	5 000	4 × 5 000	20 000
Praf de cocs petrol	0,4	1 000	4 × 1 000	4 000
Cărămidă	0,5	910	5 × 910	4 550
Plasmă de sîrmă	—	2,2	2,2 × 1 000	2 200
Tratament termic de recoacere	—	350	350 × 1 000	350 000
Salarii directe	—	15	15 × 1 000	15 000
Regia secției	—	30	30 × 1 000	30 000
Regia întreprinderii	—	30	30 × 1 000	30 000

Total lei/t 630 750

Preț de catalog lingotieră din fontă cenușie cu grafit lamelar . . . . 2 300,00 lei/t

Preț de cost lingotieră din fontă cu grafit nodular . . . . 2 930,75 lei/t

Așadar, din calculele efectuate rezultă că lingotierele turnate din fontă cu grafit nodular sînt mai scumpe cu 630,75 lei/t decît lingotierele obișnuite turnate din fontă cenușie cu grafit lamelar.

Pe baza datelor obținute și prezentate în tabela 1, privind sporul de durabilitate a lingotierelor din fontă cu grafit nodular comparativ cu lingotierele din fontă cenușie cu grafit lamelar, se poate calcula, pentru fiecare variantă tehnologică, efectul economic rezultat.

Varianta I. Valoarea utilizată în cazul lingotierelor din fontă cu grafit lamelar reprezintă :

2 300 — 1 050 (valoarea deșeurilor recuperabile) = 1 250 lei/t.

Valoarea utilizată în cazul lingotierelor din fontă cu grafit nodular reprezintă :

$$2\,930 - 1\,050 = 1\,880 \text{ lei/t}.$$

Ținînd seamă că durabilitatea lingotierelor din fontă cu grafit nodular este cu 142% mai mare decît a lingotierelor obișnuite rezultă că 1 000 t lingotiere din fontă cu grafit nodular pot înlocui 2 420 t lingotiere obișnuite turnate din fontă cenușie cu grafit lamelar, la turnarea aceleiași cantități de oțel lingou, adică :

2 420 t × 1 250 lei/t = 3 025 000 lei
1 000 t × 1 880 lei/t = 1 880 000 lei

Diferența 1 145 000 lei

Așadar, fabricarea lingotierelor după varianta tehnologică I duce la scăderea costului cantității de oțel luate ca bază de calcul, cu 1 245 000 lei.

Varianta a II-a. Din datele prezentate în tabela 1 rezultă că în a doua variantă tehnologică 1 000 t lingotiere turnate din fontă cu grafit nodular pot înlocui 2 100 t lingotiere obișnuite turnate din fontă cenușie cu grafit lamelar la turnarea aceleiași cantități de oțel, adică :

2 100 t × 1 250 lei/t = 2 625 000 lei
1 000 t × 1 880 lei/t = 1 880 000 lei

Diferența 745 000 lei

Așadar, fabricarea lingotierelor după a II-a variantă tehnologică determină realizarea unor economii în valoare de 835 000 lei, raportată la cantitatea de oțel luată în considerare.

Întrucît deosebirile de natură tehnologică dintre variantele I și II sînt neînsemnate, s-a considerat necesar să se calculeze efectul economic obținut, ținînd seamă de media durabilităților realizate în ambele variante, adică : 1 000 t lingotiere din fontă cu grafit nodular înlocuiesc 2 182 t lingotiere turnate din fontă cenușie cu grafit lamelar. În acest caz :

2 182 t × 1 250 lei/t = 2 727 500 lei
1 000 t × 1 880 lei/t = 1 880 000 lei

Diferența 847 500 lei

Se obțin deci în medie 847 500 lei economii.

Așadar, fabricarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular la care conținutul de siliciu este cuprins în limitele 1,8 — 2,6% și care sînt tratate termic după regimul unei recoaceri grafitizante, determină micșorarea prețului de cost al oțelului lingou cu realizarea unor economii de 847 500 lei.

Varianta a III-a. Deoarece în varianta a III-a se aplică numai o detensionare, prețul de cost al lingotierei reprezintă numai 2 750 lei/t și prin urmare valoarea utilizată reprezintă :

2 750 — 1 050 = 1700 lei/t.

Din datele prezentate în tabela 1 rezultă că 1 000 t lingotiere turnate din fontă cu grafit nodular pot înlocui 1 390 t lingotiere obișnuite turnate din fontă cenușie cu grafit lamelar, adică :

1 390 t × 1 250 lei/t = 1 737 500 lei
1 000 t × 1 700 lei/t = 1 700 000 lei

Diferența 37 500 lei

Așadar, fabricarea lingotierelor conform celei de-a III-a variante tehnologice determină realizarea unei ecoomii la prețul de cost de numai 37 500 lei.

Ținînd seamă de condițiile de exploatare existente la Combinatul siderurgic — Hunedoara, precum și de efectele economice realizate, se recomandă trecerea la fabricația de serie conform proceselor tehnologice din variantele I și II.

Considerînd că din producția anuală a uzinelor „Victoria" — Călan lingotierele tip LN — 70 din fontă cu grafit lamelar reprezintă aproximativ 50 000 t, rezultă că pentru turnarea acelorași cantități de oțel lingou la Combinatul siderurgic — Hunedoara sînt necesare doar 23 000 t lingotiere de tip LN — 70 din fontă cu grafit nodular, ceea ce reprezintă valoric economii anuale de :

50 000 t/an (Fgl) × 1 250 = 62 500 000 lei
23 000 t/an (Fgn) × 1 880 = 43 240 000 lei

Economii anuale : 19 260 000 lei

Avînd în vedere că pentru realizarea unei producții de serie mare sînt necesare unele investiții pentru asigurarea fabricării prealiajelor FeSiMg, și anume :

— cuptor de inducție	circa	3 000 000 lei ;
— utilaje anexe (concasor, ciur, moară cu valțuri, mașină de turnat etc.)	circa	300 000 lei ;
— cuptoare de tratament termic. .	circa	7 000 000 lei ;
— oale de turnare, aparate de laborator pentru analiza Mg etc.. .	circa	500 000 lei ;
Total	circa	10 800 000 lei
Montaj și neprevăzute	circa	1 200 000 lei
Total general investiții	circa	12 000 000 lei

Se apreciază că avantajele economice rezultate de pe urma fabricării a 23 000 t/an lingotiere din fontă cu grafit nodular sînt acoperitoare și justifică pe deplin cheltuielile preconizate.

Concluzii

În urma rezultatelor obținute la scară semiindustrială privind fabricarea lingotierelor din fontă cu grafit nodular se pot trage următoarele concluzii :

— tehnologia de fabricare a lingotierelor din fontă cu grafit nodular pe bază de prealiaje Fe-Si-Mg de fabricație indigenă asigură obținerea unor rezultate constante și reproductibile, precum și o mare elasticitate în producția de serie mare ;

— lingotierele din fontă cu grafit nodular fabricate după variantele tehnologice I și II prezintă durabilități cu 140% în medie mai ridicate în comparație cu lingotierele obișnuite turnate din fonte cenușii cu grafit lamelar ;

— ca urmare a sporirii durabilității în exploatare, 23 000 t lingotiere LN—70 turnate din fontă cu grafit nodular pot înlocui 50 000 t lingotiere din fontă cenușie cu grafit lamelar ;

— pentru micșorarea consumului de prealiaje la fabricarea fontei cu grafit nodular se recomandă folosirea mai intensă a procesului de desulfurare prealabilă în jet turbionar a fontelor destinate modificării ;

— ca urmare a eficienței economice deosebite se recomandă specializarea turnătoriei uzinelor „Victoria" — Călan în fabricarea cu precădere a lingotierelor din fontă cu grafit nodular.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tanaka K. *Al 29-lea Congres internațional de turnătorie.* Detroit, mai 1962.

[2] Kazimierz V. Kohászati Lapok nr. 12, 1967, p. 16.

[3] Tavadze F. N. Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1968, p. 31.

[4] Cosneanu C. ș. a. Metalurgia nr. 9, 1968, p. 527.

[5] Cosneanu C. *Îmbunătățirea calității fontelor pentru lingotiere și poduri de turnare.* O.D.P.T., 1967.

[6] * * * Modern Castings, nr. 9, 1968, p. 110.

[7] Baranov A. A. ș. a. *Rost ciuguna i stali pri termoțiklirovanii.* Kiev, Izd. Tehnika, 1967.

Instalaţie complexă pentru studiul materialelor metalice în cîmpuri magnetice*

Prof. dr. ing. N. GERU

Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 669.018 : 538.12

INSTALLATION COMPLEXE POUR L'ÉTUDE DES MATÉRIAUX MÉTALLIQUES DANS LES CHAMPS MAGNÉTIQUES

On décrit une installation destinée à l'étude des matériaux métalliques dans des champs magnétiques, installation construite par l'auteur, dans le laboratoire de métallurgie physique de l'Institut polytechnique de Bucarest. L'installation offre de multiples possibilités pour l'étude des matériaux métalliques dans des champs magnétiques, dans des conditions très variées : dans des champs de petite intensité ou bien dans des champs magnétiques puissants, à la température de la chambre ou bien à des températures élevées.

On peut déterminer des inductions magnétiques, des intensités de magnétisation, des champs magnétiques, des susceptibilités magnétiques, des magnétisations de saturation, des champs coercitifs, la magnétostriction ; on peut étudier les cinétiques de transformation dans les matériaux ferromagnétiques et des compositions de phase.

COMPLEX DEVICE FOR STUDIES OF METALLIC MATERIALS IN MAGNETIC FIELDS

A device for studies of metallic materials in magnetic fields, built by the author in the laboratory for physical-metallurgy at the Polytechnical Institute in Bucharest, is described. The device offers manifold possibilities for studies under various conditions of metallic materials in magnetic fields : low- or high-intensity magnetic fields, at room temperature or at high temperatures.

Magnetic inductions, magnetization intensities, magnetic fields, magnetic susceptibilities, saturation magnetizations, coercitive fields, magnetostriction, can be estimated ; cynetic$_{s}$ of transformation in ferromagnetic materials and phase compositions can be thus studied.

Metodele magnetice pentru studiul materialelor metalice sînt deosebit de utile, aplicarea lor permiţînd obţinerea unor informaţii care privesc structura şi cinetica de transformare a acestor materiale, informaţii care prin alte metode de cercetare ar fi greu sau chiar imposibil de obţinut.

Majoritatea metodelor magnetice cantitative se bazează pe studiul variaţiei magnetizării de saturaţie I_s în funcţie de diferiţi factori fizici (temperatură, concentraţie, cîmp magnetic exterior etc.) care intervin în fenomenele studiate.

Alegerea magnetizării de saturaţie I_s ca bază pentru diferitele metode cantitative este determinată de faptul că această proprietate este insensibilă structural, adică nu depinde de dispersia fazelor ci numai de cantitatea şi compoziţia lor. De exemplu, magnetizarea de saturaţie a unei probe de oţel este aceeaşi indiferent de forma sub care se găseşte cementita din constituţia lui (globulară sau lamelară). Mai mult, spre deosebire de alte caracteristici magnetice (susceptibilitate, magnetizare, remanenţă, cîmp coercitiv) pentru magnetizarea de saturaţie se cunoaşte chiar modul în care depinde de o serie de factori ca, de exemplu, cîmpul magnetic, cantitatea de fază feromagnetică etc. Astfel, deşi în domeniul cîmpurilor mici şi medii nu este stabilită încă o lege de dependenţă a magnetizării de cîmpul aplicat, din cauză că la aceste cîmpuri magnetizarea se realizează în special pe calea proceselor de deplasare şi, ca urmare, depinde mult de structura şi de istoria magnetică a corpului, în domeniul cîmpurilor mari, mai mari de $8 \cdot 10^4$A /m (1 000 Oe), magnetizarea realizîndu-se pe calea proceselor de rotaţie, forma curbelor de magnetizare capătă într-o măsură însemnată un caracter universal, adică nu mai depinde de proprietăţile individuale ale probei date. Dependenţa magnetizării de cîmp, în domeniul cîmpurilor mari, este dată de legea „apropierii de saturaţie", care se prezintă sub forma unei serii de puteri negative ale cîmpului exterior H :

---

* Comunicare prezentată la sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic — Bucureşti, 18—19 octombrie, 1958.

$$I = I_s\,(1 - \frac{a}{H} - \frac{b}{H^2} \ldots .), \qquad (1)$$

unde a, b sînt constante legate de procesele magnetizării.

Natura termenilor $\frac{a}{H}$ și $\frac{b}{H^2}$ a constituit obiectul multor cercetări care au dus la concluzia că termenul $\frac{a}{H}$ este caracteristic materialelor eterogene, fiind determinat de incluziuni sau de fazele precipitate, iar termenul $\frac{b}{H^2}$ este determinat de tensiunile interne. Așadar, pentru materialele eterogene, legea apropierii de saturație capătă forma aproximativă :

$$I = I_s \left(1 - \frac{a}{H}\right), \qquad (2)$$

iar pentru materialele omogene cu tensiuni interne :

$$I = I_s \left(1 - \frac{b}{H^2}\right) \qquad (3)$$

În ceea ce privește variația magnetizării de saturație în funcție de cantitatea fazelor feromagnetice care formează un corp, mărimea magnetizării de saturație, ca oricare proprietate insensibilă structural (de exemplu magnetostricțiunea de saturație λ_s), este aditivă, compunîndu-se din contribuția fiecărei faze care alcătuiește aliajul , adică :

$$I_s V = I_{s1} V_1 + I_{s2} V_2 + \ldots.., \qquad (4)$$

unde :

I_s este magnetizarea de saturație a corpului cu volumul V ;

I_{s1}, I_{s2}, ... etc. sînt magnetizările de saturație ale diferitelor faze de volum V_1, V_2 ... etc.

Dacă sînt prezente și faze paramagnetice, contribuția lor la magnetizarea de saturație este practic nulă. În acest fel, dacă un corp de volum V este alcătuit din două faze dintre care numai una este feromagnetică, relația (4) devine :

$$I_s V = I_{s1} V_1, \qquad (4a)$$

unde I_{s1} și V_1 reprezintă magnetizarea de saturație și volumul fazei feromagnetice. Procentul de fază feromagnetică $F\% = \frac{V_1}{V} 100$ deci este

$$F\% = \frac{I_s}{I_{s1}}\,100 \qquad (5)$$

Această relație exprimă proporționalitatea dintre volumul de fază feromagnetică și magnetizarea de saturație a corpului.

Principiul și descrierea instalației. Instalația construită permite studiul complex al metalelor și aliajelor, cu ajutorul ei efectuîndu-se operații ca : determinări cantitative de faze feromagnetice în aliajele eterogene ; studiul cineticii transformărilor de fază în stare solidă în materialele metalice feromagnetice ; studiul tensiunilor interne în materialele metalice feromagnetice ; legea apropierii de saturație și aplicarea ei la rezolvarea unor probleme ca, de pildă, studiul anizotropiei produse prin deformarea plastică etc.

Rezolvarea unor astfel de probleme implică determinări de flux magnetic, inducție magnetică, cîmp magnetic, magnetizare de saturație, susceptibilitate inițială, susceptibilitate diferențială, cîmp coercitiv, cicluri de histerezis, curbe de primă magnetizare etc. Sînt necesare, de asemenea, determinări de variație a saturației magnetice în funcție de temperatură. Ca urmare, la construirea instalației s-a avut în vedere necesitatea efectuării unor astfel de măsurări. Pentru cele mai multe dintre acestea s-a adoptat metoda balistică. Schema instalației balistice construite este dată în figura 1.

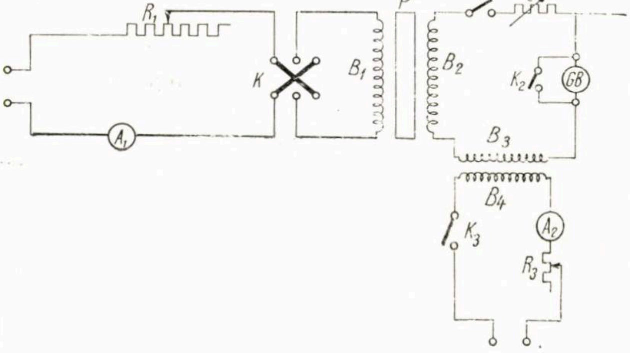


Fig. 1. Schema instalației balistice.

Elementele de bază ale acestei instalații sînt : R_1 — reostat pentru reglarea curentului în bobina de magnetizare a probei P ; K — inversor de curent în circuitul primar ; A_1 — ampermetru pentru măsurarea curentului care circulă în bobine de magnetizare ; B_1 — bobina de magnetizare ; B_2 — bobina de măsură ; K_1 — întrerupător în circuitul secundar ; R_2 — cutie de rezistență ; K_2 — întrerupător cu mercur pentru scurtcircuitarea galvanometrului ; GB — galvanometru balistic ; B_3 — bobină în circuitul balistic, pentru determinarea constantei balistice ; B_4 — solenoidul foarte lung pentru determinarea constantei balistice ; A_2 — ampermetru pentru măsurarea curentului în circuitul de etalonare ; K_3 — întrerupător în circuitul de etalonare.

Alimentarea se face cu curent continuu de la o sursă de curent continuu cu tensiunea 24—120 V sau de la o baterie de acumulatori cu o capacitate de aproximativ 100 Ah.

După cum rezultă din figura 1, magnetizarea probei se realizează într-o bobină de magnetizare. Caracteristicile acestei bobine sînt : lungimea 50 cm ; raza interioară, 2,6 cm ; raza exterioară 15 cm.

Înfășurarea este formată din 5 000 spire dispuse în straturi care sînt separate între ele printr-un spațiu de 1,5 mm necesar pentru circularea uleiului de răcire. Pentru efectuarea acestei înfășurări a fost folosită sîrmă de cupru cu diametrul de 2 mm.

Constanta de cîmp a bobinei este 12 000 ; deoarece la o răcire bună bobina poate fi alimentată cu 40—50 A, se pot obține cîmpuri magnetice de ordinul $4 \cdot 10^5$ A/m (5 000 Oe).

Circuitul secundar se prezintă în mai multe variante, în funcție de scopul urmărit. O schemă de principiu a acestui circuit este dată în figura 1.

Pentru determinarea inducției, magnetizării,ciclului histerezis etc. se folosesc două bobine : o bobină B_2, pentru măsurarea inducției, și o bobină B_{2H}, pentru măsurarea cîmpului. Prima bobină, care conține 50 spire din sîrmă de cupru emailată cu diametrul de 0,15—0,2 mm, este înfășurată în jurul probei pe o carcasă cilindrică din textolit. A doua bobină este înfășurată pe un suport plat cu dimensiunile $10 \times 10 \times 1$ mm, fiind făcută din sîrmă de cupru emailată cu diametrul 0,15—0,2 mm ; ea conține 750 spire și este lipită de carcasa primei bobine în imediata vecinătate a probei cu spirele perpendiculare la liniile de flux magnetic. În acest fel cîmpul se determină direct în prezența probei.

Probele sînt de formă cilindrică cu diametrul de 5 mm și lungimea de 100 mm ; avînd în vedere raportul $l : d = 20$, factorul de demagnetizare N este foarte mic, între 0,07 și 0,015 și, în consecință, poate fi neglijat.

Etalonarea instalației (determinarea constantei balistice a circuitului secundar) se face fie cu ajutorul unei bobine de etalonare cu lungimea foarte mare în raport cu diametrul, fie cu ajutorul unui condensator etalon.

Montajul pentru etalonare cu solenoid este arătat în figura 1 ; solenoidul de etalonare B_4 are diametrul $d = 36$ mm și lungimea $l = 190$ cm și conține un singur rînd de spire ;deoarece $l \gg d$, fluxul la mijlocul acestei bobine este :

$$\Phi = 1{,}256 \cdot 10^{-8} \frac{IN_4}{l} \cdot \frac{\pi d^2}{4}, \ Wb, \qquad (6)$$

unde :

I este curentul de alimentare, A ;
N_4 — numărul de spire al bobinei de etalonare egal cu 1 270 ;
l — lungimea bobinei, cm ;
d — diametrul, cm.

La mijlocul bobinei B_4 se înfășură bobina B_3 care se leagă în circuitul galvanometrului balistic $G.B.$ La închiderea întrerupătorului K_3, întrerupătorul K_1 fiind închis iar K_2 deschis, prin circuitul bobinei de etalonare trece curentul I care induce în circuitul galvanometrului balistic curentul i. Ca urmare spotul galvanometrului se va deplasa pe riglă cu α_{et}.

Constanta balistică a instalației este deci :

$$C = \frac{N_3 \Phi}{\alpha_{et}}, \ \text{coulombi/div}, \qquad (7)$$

unde : N_3 este numărul de spire al bobinei B_3 egal cu 50, iar Φ, fluxul calculat cu relația (6).

Montajul pentru etalonare cu condensator etalon este dat în figura 2 unde : B_2 este bobina de măsură ; R_2 — cutia de rezistență ; C_F — condensatorul etalon ; E — acumulatorul. Notînd cu : R — rezistența, în ohmi, introdusă cu ajutorul cutiei de rezistență ; E — tensiunea acumulatorului, în volți ; C_F — capacitatea, în farazi, a condensatorului etalon, constanta balistică C a circuitului este dată de relația :

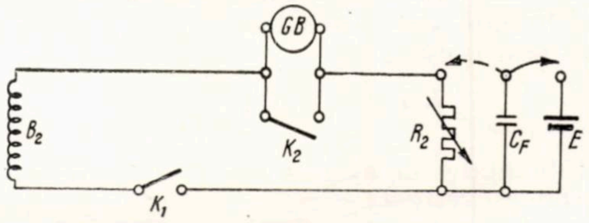


Fig. 2. Schema montajului pentru etalonarea cu condensator etalon.

$$C = \frac{E \cdot C_F \cdot R}{\alpha_{et}}, \ \text{coulombi/div} \qquad (8)$$

unde α_{et} este prima deviație a galvanometrului balistic cînd condensatorul C_F încărcat la tensiunea E se descarcă pe circuitul balistic.

Determinarea cîmpului magnetic H a inducției magnetice B și a intensității de magnetizare I.

Determinarea inducției B, la o anumită valoare H a cîmpului magnetic, se face cu ajutorul relației :

$$B = \frac{C}{N_2 S} \cdot \frac{\alpha}{2}, \ T, \qquad (9)$$

unde :

C este constanta balistică a instalației ;
N_2 — numărul de spire al bobinei B_2 ;
S — secțiunea transversală a probei, m^2 ;
α — prima deviație a galvanometrului balistic la inversarea curentului din circuitul primar, cu ajutorul inversorului K, de la $+I$ la $-I$ (se ia $\alpha/2$ deoarece α corespunde valorii duble pentru inducția B).

Relația (9) este corectă numai dacă bobina B_2 constă dintr-un singur rînd de spire, înfășurat nemijlocit pe probă, însă, așa cum se întîmplă de cele mai multe ori, între probă și bobina B_2 există un spațiu, izolație, aer etc. Ca urmare fluxul măsurat $\Phi_{măs}$ este mai mare decît fluxul Φ_p care trece prin probă cu fluxul Φ_s care trece prin spațiul dintre probă și bobina de măsură, deci :

$$\Phi_{măs} = \Phi_p + \Phi_s \tag{10}$$

Notînd cu S_p secțiunea probei și cu S_B secțiunea bobinei de măsură, se poate scrie :

$$S_p B_{măs} = S_p B + H\,(S_B - S_p), \tag{11}$$

unde :

$B_{măs}$ este raportul dintre fluxul total și secțiunea probei, deci inducția măsurată ;
B — inducția reală în probă.

Rezultă astfel că inducția reală B (inducția în probă) este :

$$B = B_{măs} - H\left(\frac{S_B}{S_p} - 1\right) \tag{12}$$

Intensitatea de magnetizare I se determină cu ajutorul relației :

$$4\pi I = B - H = B_{măs} - H\left(\frac{S_B}{S_p} - 2\right) \tag{13}$$

Cîmpul magnetic H se determină în prezența probei cu ajutorul unei bobine de cîmp plată B_{2H}, așezată în imediata vecinătate a probei. La determinarea cîmpului se înlocuiește în circuitul balistic bobina B_2, pentru măsurarea inducției, cu bobina B_{2H}, pentru măsurarea cîmpului. Notînd cu α_H prima deviație a galvanometrului balistic la variația curentului de la 0 la I, cîmpul H este dat de relația :

$$H = \frac{C}{N_{2H}\,S_H}\,\alpha_H, \tag{14}$$

unde :

C este constanta circuitului balistic ;
N_{2H} — numărul de spire al bobinei de cîmp ;
S_H — secțiunea bobinei B_{2H}.

Secțiunile S_H ale bobinei de cîmp și S_B ale bobinei de inducție se pot determina pe cale magnetică, cu ajutorul solenoidului de etalonare. Pentru aceasta se introduce bobina a cărei secțiune trebuie determinată, de exemplu bobina B_{2H}, în solenoidul de etalonare. Trecînd prin solenoidul de etalonare curentul I spotul galvanometrului se va deplasa ; prima deplasare a galvanometrului se notează cu α și este proporțională cu cîmpul H creat de curentul I în solenoid. Acest cîmp este :

$$H = \frac{\Phi}{S} = 1{,}256\cdot 10^{-8}\quad \frac{IN_4}{l} = \frac{C\alpha}{N_{2H}\cdot S_H}, \tag{15}$$

unde :

S este secțiunea bobinei de etalonare ;
C — constanta balistică a circuitului de măsură.

Secțiunea S_H este deci :

$$S_H = \frac{C\alpha}{N_{2H}\,H} \tag{16}$$

Determinarea magnetizării de saturație și a variației ei cu temperatura. Saturația se determină folosind legea apropierii de saturație dată de relația (2), lege care se poate scrie sub forma :

$$\frac{I}{H} = \frac{I}{I_s}\;\frac{I_s - I}{a} \tag{17}$$

Deoarece la cîmpuri mari I: $I_s \approx 1$, rezultă că susceptibilitatea $I : H$ variază liniar cu I. Construind prin urmare dreapta $I : H = f\,(I)$ pentru cîteva valori ale magnetizării, determinate în cîmpuri puternice în apropiere de saturație, se poate determina, prin extrapolare la cîmpuri mari, saturația magnetică I_s (fig. 3).

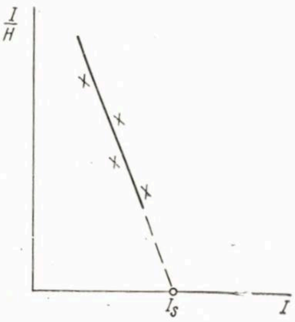


Fig. 3. Variația susceptibilității : I/H cu intensitatea de magnetizare I, în domeniul cîmpurilor mari (schemă).

Aplicînd această metodă, Steinhaus, Kussman și Schoen au găsit pentru fierul tehnic o magnetizare de saturație I_s egală cu $(17{,}18 \pm 0{,}8)\,10^5$ A/m ($4\pi I_s = 21\,580 \pm 10$ Gs) ; în experiențele efectuate pe nichel cu instalația ce face obiectul prezentului articol s-a găsit că magnetizarea de saturație I_s a nichelului este aproximativ egală cu $4{,}9\cdot 10^5$ A/m ($I_s = 490$ Gs), deci foarte apropiată de valoarea cunoscută, egală cu $4{,}85\ 10^5$ A/m ($I_s = 485$ Gs).

Pentru a determina variația cu temperatura a saturației magnetice, instalația a fost prevăzută cu un cuptor antiinductiv, lung de 20 cm ; acest cuptor este introdus în bobina de magnetizare, care este protejată împotriva căldurii emise de cuptor cu un răcitor. După ce proba se încălzește în cuptor la temperatura la care trebuie să se determine saturația magnetică, se trece prin bobina de magnetizare un curent suficient de mare pentru a o magnetiza la saturație și se înregistrează prima deviație α a galvanometrului ; cunoscînd deviația α, saturația magnetică se determină cu ajutorul relației (13).

Modificînd temperatura de încălzire, se poate determina pe această cale variația magnetizării de saturație cu temperatura.

Analiza cantitativă de fază — determinarea austenitei reziduale. Se știe că la multe mărci de oțeluri austenita nu se transformă total în procesul de călire, astfel încît în stare călită oțelul conține, alături de martensită, și o cantitate de austenită numită reziduală. Unui astfel de material format dintr-o fază feromagnetică (martensită) și o fază paramagnetică (austenită reziduală) i se poate aplica relația (5). Deoarece procentul de martensită este M% = 100 A, relația (5) devine :

$$A\,\% = \frac{I_{s1} - I_s}{I_{s1}}\,100, \tag{18}$$

unde :

$A\,\%$ este procentul de austenită ;
$M\,\%$ — procentul de martensită ;
I_{s1} — magnetizarea de saturație a martensitei ;
I_s — magnetizarea de saturație a probei.

Pentru determinarea austenitei reziduale trebuie să se determine magnetizarea de saturație a probei și să se cunoască magnetizarea de saturație a martensitei.

Magnetizarea de saturație a probei se determină cu ajutorul relației (13). Pentru a determina magnetizarea de saturație a martensitei se pleacă de la faptul că această mărime este egală cu magnetizarea de saturație a feritei care are aceeași compoziție ca și martensita. Deoarece variația magnetizării de saturație a feritei în funcție de conținutul în diferite elemente (carbon, crom, wolfram, vanadiu etc.) este cunoscută, pentru determinarea magnetizării de saturație a martensitei trebuie să se cunoască compoziția ei chimică. În cazul oțelurilor cu o mare cantitate de carburi trebuie să se ia în considerare și influența acestora asupra magnetizării de saturație.

Mult mai ușor se determină austenita reziduală prin metoda cu etalon. Drept etalon se folosește o probă din același oțel cu proba din care trebuie să se determine austenita reziduală, călită în aceleași condiții ca și proba de analizat, dar tratată în plus la frig pentru a transforma toată austenita reziduală în martensită.

În acest fel, în proba etalon există aceeași cantitate de carburi ca și în probele de analizat, însă cantitatea de martensită este mai mare, procentul de austenită reziduală fiind practic nul.

Notînd cu I_{set} magnetizarea de saturație a etalonului, determinarea austenitei reziduale se face cu ajutorul relației (18) în care se înlocuiește I_{s1} prin I_{set}.

Alte aplicații ale instalației : *determinarea cîmpului coercitiv*, *determinarea magnetostricțiunii*. Pentru determinarea cîmpului coercitiv al unei probe fără determinarea inducției remanente se folosește metoda balistică de zero, a cărei schemă este dată în figura 4. Proba P se magnetizează la saturație în bobina de magnetizare B ; în această stare, introducerea bruscă a probei în bobina de măsură B produce deviația spotului galvanometrului G.B. Introducînd în bobina de magnetizare un curent de sens invers celui folosit la magnetizare, deviația spotului la introducerea probei în bobina de măsură B va fi din ce în ce mai mică, la o anumită valoare I_c a curentului, devenind nulă. Cîmpul magnetic corespunzător curentului I_c este egal cu cîmpul coercitiv.

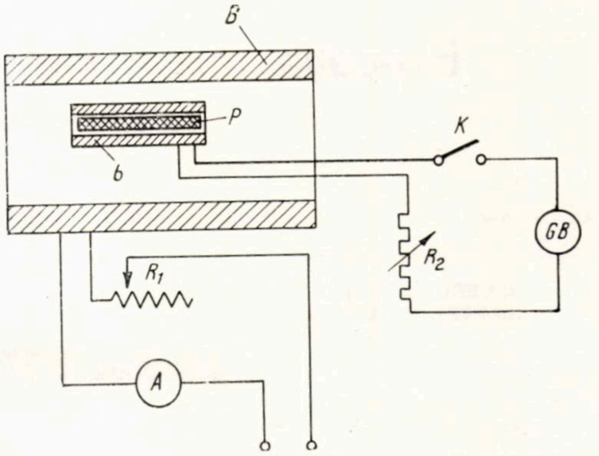


Fig. 4 Schema montajului pentru determinarea cîmpului coercitiv.

Pentru determinarea magnetostricțiunii se folosește o schemă tenzometrică ; un montaj special al tenzometrelor rezistive permite măsurarea magnetostricțiunii la diferite temperaturi.

Concluzii

Instalația descrisă oferă multiple posibilități pentru studiul materialelor metalice în cîmpuri magnetice în condiții foarte variate : în cîmpuri magnetice de mică intensitate sau în cîmpuri magnetice puternice, la temperatura camerei sau la temperaturi ridicate. Se pot determina inducții magnetice, intensități de magnetizare, cîmpuri magnetice, susceptibilități magnetice, magnetizări de saturație, cîmpuri coercitive, magnetostricțiune. Se pot studia cinetici de transformare în materialele feromagnetice și compoziții de fază.

BIBLIOGRAFIE

[1] Akulov N. S. și Balșova M. K. Docladî Acad. Nauk S. S. S. R., vol. LXXI, nr. 4, 1960, p. 633.
[2] Balșova M. K. Izvestia Acad. Nauk S. S. S. R., vol. XVI, nr. 5, seria Fiziceskaia, 1952, p. 590.
[3] Parfenov V. V. Izvestia Acad. Nauk S. S. S. R., vol. XVI, seria Fiziceskaia, 1952, p. 601.
[4] Neel L. Revue de Métallurgie nr. 44, 1948, p. 475.
[5] Sulmont A., Didieu J. și Bastieu P. Revue de Métallurgie, nr. 12, 1957, p. 897.
[6] Huzimura T. *The Science Reports of the Research Inst. Tohoku Univ.* Seria A, vol. 8, nr, 2, 1956.
[7] Geru N., Iliescu P., Moroianu A. și Cruceanu E. *Studii și cercetări de metalurgie*, anul II, nr. 4, 1957, p. 397.
[8] Kifer I. I. și Pantiușin S. V. *Ispîtania-Feromagnîtnîh materiallov.* Moscova, Leningrad, Gosudarstvennoe Energeticeskoe Izdatelstvo, 1955.
[9] Dovgalevski M. Ia. *Splavî dlia postoiannîh magnitov.* Moscova, Metallurghizdat, 1954.
[10] Vonsovskii V. V. și Șur S. I. *Ferromagnetizm Oghiz gostehizdat.* Moscova, 1948.

Execuţia miezurilor în cutii calde cu ajutorul unui dispozitiv rotativ

Ing. T. VĂDĂNICI, ing. I. CAZACU şi ing. R. HANN
Uzina „Tractorul" – Braşov

CZ 621,743.52

L'EXÉCUTION DES NOYAUX DANS DES BOITIERS CHAUFFÉS À L'AIDE D'UN DISPOSITIF ROTATIF

L'article comprend, dans sa première partie, un apperçu sur les procédés d'exécution des noyaux, dans des boitiers chauffés sur les liants synthétiques utilisés pour ces procédés, la classification des procédés d'exécution des noyaux, une étude comparative des avantages et des désavantages qu'offrent les procédés Hot-Box (fourane) et Croning (résine phénol-formaldéhyde) ainsi que les considérations selon lesquelles l'usine „Tractorul'' a décidé d'utiliser dans ses fonderies la resine phénol-formaldéhydique (le procédé Croning).

Dans la seconde partie de l'ouvrage on décrit un dispositif rotatif utilisé à l'usine „Tractorul'' de Braşov, pour maneuvrer les boitiers chauds, les possibilités d'utilisation et la productivité de ce dispositif, le prix de revient du sable péliculisé et l'analyse du prix de revient du sable péliculisé, dans R. S. România et à l'étranger.

CORE MANUFACTURING IN HOT BOXES BY MEANS OF A ROTARY DEVICE

The paper presents in its first part several concise considerations regarding core manufacturing methods in hot boxes, synthetic bonding agents used in each case, classification of the former methods for core manufacturing, a comparative study of advantages and drawbacks of the Hot-Box (furan) and Croning (phenol-formaldehyde resin) methods, as well as considerations which led „Tractorul-Works'' to use phenol-formaldehyde resin (Croning method) in its foundries.

The second part of the paper presents a rotary device, utilized in „Tractorul-Works'' Braşov, for manipulating hot boxes, its possibilities and performances, as well as the prime cost of filmed sand and a comparative analyse of inland and foreign prime cost for filmed sand.

Obţinerea de miezuri, în toleranţe din ce în ce mai restrînse, nu este posibilă decît în cazul în care întărirea lor are loc în cutiile de miez. Întărirea miezurilor în cutii poate avea loc sub influenţa unui adaos de întărire sau a căldurii. În cazul întăririi miezului în cutie sub influenţa căldurii se întîlneşte procedeul de execuţie a miezurilor în cutii calde.

Procedeele de execuţie a miezurilor în cutii calde. În figura 1 este redată o clasificare a procedeelor de executat miezuri, în funcţie de modul cum are loc întărirea (în cutie sau în

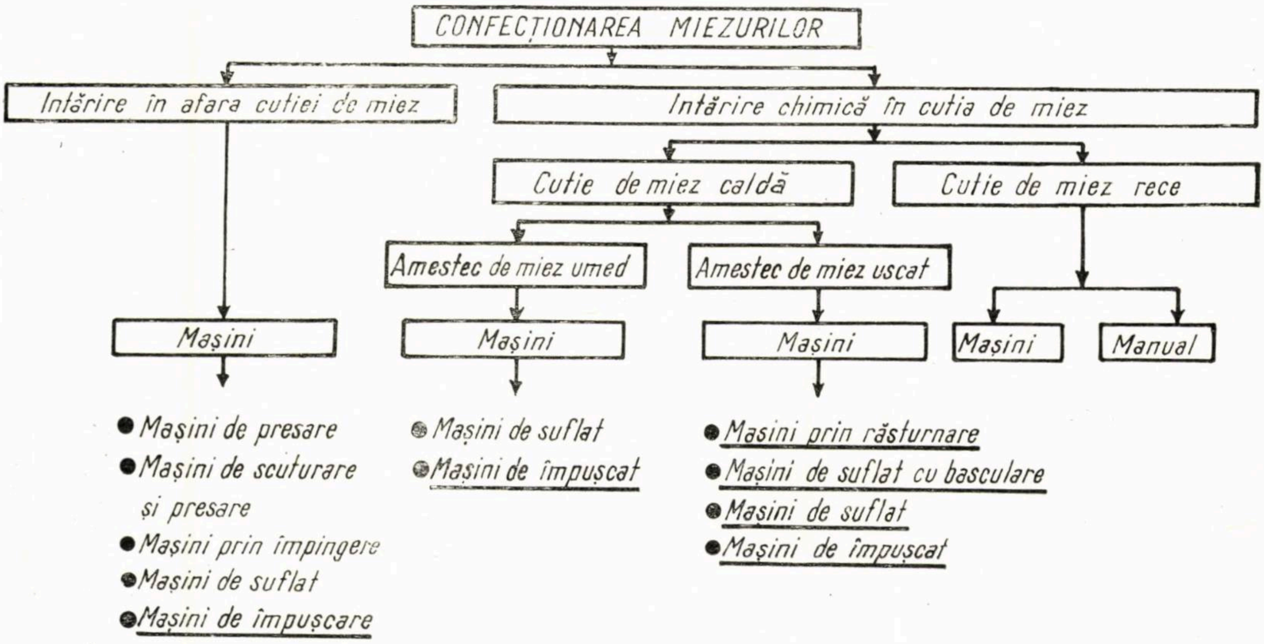

CONFECŢIONAREA MIEZURILOR
Intărire în afara cutiei de miez
Intărire chimică în cutia de miez
Cutie de miez caldă
Cutie de miez rece
Amestec de miez umed
Amestec de miez uscat
Maşini
Maşini
Maşini
Maşini
Manual
● Maşini de presare
● Maşini de scuturare şi presare
● Maşini prin împingere
● Maşini de suflat
● Maşini de împuşcare
● Maşini de suflat
● Maşini de împuşcat
● Maşini prin răsturnare
● Maşini de suflat cu basculare
● Maşini de suflat
● Maşini de împuşcat

Fig. 1. Clasificarea procedeelor de executat miezuri (maşinile subliniate sînt cele mai adecvate pentru procedeul respectiv).

afara cutiei) și mașinile pe care se pot executa. În marile turnătorii din Europa se extind, în momentul de față, două categorii de lianți sintetici pentru executarea miezurilor în cutii calde, și anume : lianți pe bază de rășini fenolformaldehidice și lianți pe bază de rășini furanice. În continuare se prezintă, pe scurt, avantajele și dezavantajele pe care le oferă aceștia, deoarece este cunoscut că lianții pe bază de uree deși sînt foarte ieftini prezintă un mare inconvenient, acela că degajă azot în timpul turnării. Acest gaz este dizolvat în metal, iar în cazul pieselor groase turnate din fontă (peste 25 mm grosime medie de perete) sau al pieselor turnate din oțel, duce la formarea de sufluri și deci la rebutarea lor.

Amestecurile de miez pe bază de rășini furanice cu întărire în cutii calde au următoarele avantaje :

— asigură miezului precizie dimensională, proprietăți fizico-mecanice ridicate, dezbatere ușoară și rezistență bună la șocuri în timpul transportului ;

— productivitate ridicată la mașină deoarece timpul de întărire este scurt ; reacția de întărire începută în cutie se continuă către interiorul miezului, după extragere ;

— se pot folosi nisipuri cu granulații mai mari, care asigură permeabilitate bună miezurilor deoarece miezurile din amestecuri cu rășini furanice se vopsesc obligatoriu. În cazul cînd acestea nu se vopsesc nu se vor putea obține suprafețe curate la piesele turnate ;

— consumul de amestec de miez este mai mic decît la miezurile executate din amestecuri cu ulei și dextrină. (Se pot executa miezuri cu goluri de ușurare).

Ca dezavantaje ale acestor amestecuri se amintesc următoarele :

— amestecurile fiind umede, umplerea cutiilor de miez se face cu viteze mari la presiuni medii, de 2—4 kgf/cm^2, fapt ce duce la uzura mai accentuată a S.D.V.-urilor. De aceea, este necesar a se executa cutii de miez din fontă sau oțel, pentru confecționarea cărora se utilizează mașini de prelucrat speciale și manoperă înalt calificată ;

— miezurile trebuie vopsite și după aceea uscate ;

— miezurile fiind higroscopice nu pot fi depozitate timp îndelungat ;

— durata de menținere a proprietăților liantului, limitată la circa 3 luni, și a amestecului preparat de la 2—4 h, temperatura nisipului folosit la preparare de maximum 30°C și înfundarea orificiilor capului de împușcare, datorită intrării în reacție a liantului sînt probleme care trebuie să stea permanent în atenția celor ce îl folosesc ;

— domeniul de aplicare este limitat deoarece la miezuri cu grosimi mari trebuie continuată întărirea prin uscare suplimentară ;

— prețul de cost fiind destul de ridicat, acest liant actualmente nu se fabrică în R. S. România iar pe plan mondial este deficitar.

Amestecurile de miez pe bază de rășini fenolformaldehidice cu întărire în cutii calde, în afară de avantajele enumerate la rășinile furanice, mai oferă următoarele :

— miezurile nu necesită vopsire și uscare suplimentară, nu sînt higroscopice, iar consumul de amestec este mai mic, în medie cu 40%, în comparație cu miezurile confecționate din amestecuri pe bază de ulei și dextrină ;

— umplerea cutiilor se face : prin cădere liberă, prin cădere liberă și ușoară suflare, prin suflare sau prin împușcare la presiuni joase (cca. 2 atm) fapt ce duce la o uzură mică a cutiilor de miez. Aceasta creează posibilitatea de a folosi cutii calde din fontă, oțel sau aluminiu, în funcție de numărul de miezuri ce se vor executa și de modul de umplere cu amestec al cutiilor de miez (cutiile din aliaje de aluminiu se prelucrează mai ușor și, deci, sînt mai ieftine) ;

— timpul de depozitare a amestecului nelimitat, posibilitatea de preparare a acestuia centralizată, manopera de finisare a miezurilor redusă, domeniul de aplicare nelimitat și faptul că materia primă (liantul) se fabrică în R.S.R. sînt factori de care trebuie ținut cont atunci cînd se intenționează să se introducă procedeul de execuție a miezurilor în cutii calde.

Dezavantajele amestecurilor pe bază de rășini fenolformaldehidice sînt următoarele :

— productivitatea mai scăzută a mașinilor, datorită timpilor mai îndelungați de întărire în cutii, în comparație cu amestecurile furanice ;

— necesită stație specială de preparare a amestecului de miez, are miros specific pronunțat, iar prețul de cost al liantului este destul de ridicat.

Ținînd seamă de avantajele enumerate mai sus, precum și de posibilitățile existente în R.S. România, s-a hotărît a se folosi ca liant în turnătoriile de la Uzina „Tractorul" — Brașov rășină fenolformaldehidică. Ca urmare a acestui fapt s-a trecut la analiza diferitelor sisteme de umplere a cutiilor de miez și, în funcție de avantajele pe care le oferă aceste sisteme, s-au adoptat două linii distincte de execuție a miezurilor, folosind, bineînțeles, aceeași rețetă de preparare a amestecului peliculizat :

— Miezurile mici și mijlocii se vor executa în cutii calde confecționate din fontă, oțel sau aliaje de aluminiu, cu umplere prin cădere liberă și manevrare a cutiilor cu ajutorul unui dispozitiv rotativ, iar ca sursă de încălzire a cutiilor, amestec de gaz metan — aer.

— Miezurile mijlocii și mari se vor executa în cutii calde din fontă sau oțel, cu umplere prin împușcare la presiuni joase pe mașini universale sau de transfer.

În cele ce urmează se va prezenta dispozitivul rotativ cu acționare manuală, pentru execu-

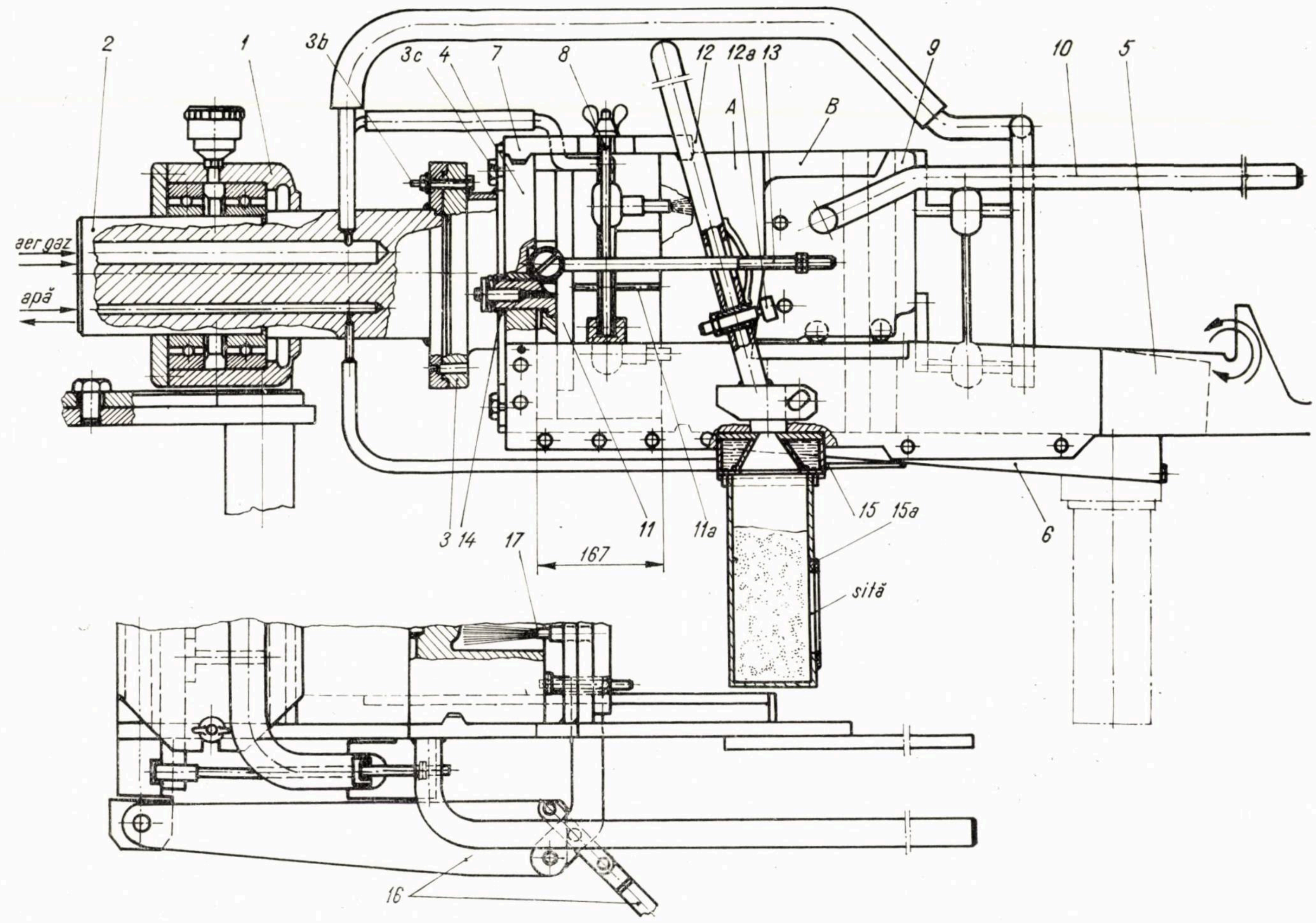

2
1
3b
3c
4
7
8
12
12a
13
9
10
5
A
B
aer gaz
apă
3
14
17
167
11
11a
15
15a
6
sită
16

Fig. 2. Dispozitiv rotativ pentru executarea miezurilor în cutii calde.

tarea miezurilor mici și mijlocii, folosit în turnătoria de fontă a uzinei „Tractorul" — Brașov.

Descrierea dispozitivului rotativ, cu acționare manuală pentru executarea pieselor mici și mijlocii. Dispozitivul rotativ din figura 2 se compune din două părți : sistemul de rotire și corpul dispozitivului pe care se montează : cutia de miez, sistemul de închidere-deschidere a cutiei, sistemul de extragere a miezului, rezervorul de amestec și instalația de încălzire. Sistemul de rotire al dispozitivului constă dintr-un lagăr cu rulmenți radiali cu bile *1*, care se montează pe un suport la înălțimea de 700 mm de la sol, pentru a fi în poziție comodă de manevrare. În acest lagăr se rotește axul cu flanșă *2*, în care sînt practicate patru găuri longitudinale pentru racordarea amestecului gaz-aer și a apei de răcire la dispozitiv. Acest sistem permite rotirea dispozitivului în jurul axei sale cu 360° în ambele părți.

Corpul dispozitivului se rigidizează cu flanșa axului *2*, cu ajutorul piesei intermediare *3* și a șase șuruburi *3b* echidistanțate. Piesa intermediară *3* este în așa fel construită, încît să permită echilibrarea întregului dispozitiv față de axa de rotație prin deplasarea corpului dispozitivului și blocarea lui cu patru șuruburi *3c* în cele patru canale ale flanșei.

Corpul dispozitivului este format dintr-o placă *4* și două lonjeroane *5*, pe care sînt fixate glisierele *6*, necesare deplasării rezervorului de amestec în poziția de alimentare a cutiei de miez și revenirea la poziția de repaos. Între lonjeroane se fixează, cu ajutorul bridei *7* și a două șuruburi cu ochi *8*, la distanța de 167 mm față de placa verticală *4*, o jumătate de cutie de miez *A*. Distanța de 167 mm față de placa *4* se lasă cu scopul de a crea spațiul necesar montării sistemului de încălzire a cutiei și de extragere a miezului. Cealaltă jumătate de cutie este montată într-un cadru mobil *9*, ce se poate deplasa manual, cu ajutorul a două mînere *10*, pe cele două lonjeroane ale dispozitivului. În poziția deschisă a cutiei de miez și deplasată la capătul lonjeronului *5*, cadrul cu semicutia de miez *B* se poate roti în jurul axei orizontale după nevoie (așa cum arată săgețile).

Pe corpul dispozitivului este montat sistemul de extragere a miezurilor, care constă din placa *11* și împingătorii *11 a*. Placa *11* este acționată manual cu ajutorul pîrghiei *12*, prin intermediul a două tije filetate *13*. Readucerea extractoarelor în poziția de repaos se face cu ajutorul a două arcuri *14*, montate pe tijele de conducere a plăcii împingătorilor *11*. Tot prin intermediul pîrghiei *12* și a celor două tampoane *12 a*, fixate pe ea, în prima porțiune a cursei se realizează deschiderea cutiei, asigurîndu-se prin acest sistem paralelismul deplasării celor două jumătăți. Strîngerea și blocarea cutiei închise (a celor două semicutii) se obțin cu ajutorul a două ansambluri de pîrghii *16* așezate lateral și care se pot roti în plan orizontal, pentru a permite deplasarea semicutiei, cînd se va deschide. Pe glisierele *6* se deplasează capul de umplere *15*, de care este fixat cu ajutorul unui sistem de prindere specia rezervorul de amestec *15 a*. Capul de umplerel este răcit cu apă, pentru a evita transmiterea căldurii de la cutie la amestecul din rezervor și, deci, pentru a împiedica aglomerarea amestecului. Capul de umplere împreună cu rezervorul se deplasează în poziția de lucru și de repaos, prin acționare manuală. Etanșarea cutiei de miez cu rezervorul de amestec se obține datorită faptului că glisierele *6* au o înclinare de 5° față de baza cutiei de miez, realizîndu-se astfel autoblocarea. Rezervorul de amestec are formă paralelipipedică cu gabaritul 360/250/100 mm și este executat din tablă de alamă pentru a avea conductibilitate termică bună, necesară răcirii și totodată rezistenței la coroziune.

Pe unul din pereții laterali este montată o bucată de sită sau tablă cu orificii sub 0,1 mm, care are rolul de a egaliza presiunea din cutie cu cea atmosferică, urmărindu-se prin aceasta o umplere corectă a cutiei de miez cu amestec.

Încălzirea cutiei de miez se face cu ajutorul unei instalații, care se compune din: regulator de presiune pentru aer, regulator de presiune pentru gaz, amestecător gaz-aer, tuburi flexibile de racordare la dispozitiv și arzătoare și arzătoarele propriu-zise.

Instalația de încălzire are o construcție specială, care asigură arderea completă a combustibilului, evitînd astfel vicierea atmosferei cu gaze toxice și acoperirea cutiilor și a instalației cu negru de fum. Arzătoarele *17* sînt plasate în zona de lucru a cutiei, în așa fel, încît să se asigure o încălzire uniformă a cutiei de miez și, deci, un echilibru termic al acesteia. În acest fel se evită solicitările termice neuniforme, care duc la deformări ale cutiei și în unele cazuri chiar la crăparea acesteia. Numărul necesar de arzătoare și poziția lor se stabilesc la omologarea ansamblului cutie-miez, în mod practic.

Se menționează că aproape toate cutiile de miez necesită o distribuire specifică a arzătoarelor și, de aceea, fiecare cutie sau grup de cutii de miez trebuie echipată cu arzătoare proprii.

Dispozitivul rotativ poate fi utilizat în orice atelier de miezuri unde există în apropiere instalație de aer comprimat, gaz metan și apă. Acționarea lui se face manual și nu este nevoie de o calificare ridicată a muncitorului. După stabilirea temperaturii de lucru a cutiei de miez, care trebuie să fie în limita de 270 — 280°C, și a timpului de coacere a miezului, este determinat ciclul total care nu trebuie să depășească timpul de 2 min.

Ciclul total de execuție a unui miez se compune din : curățare, ungere, închiderea și deplasarea rezervorului de amestec pentru alimentarea

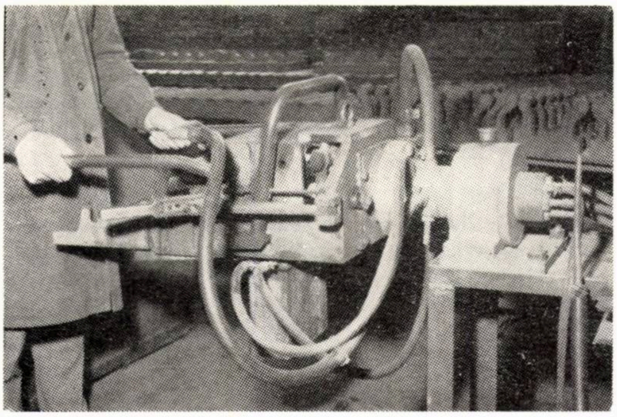


Fig. 3

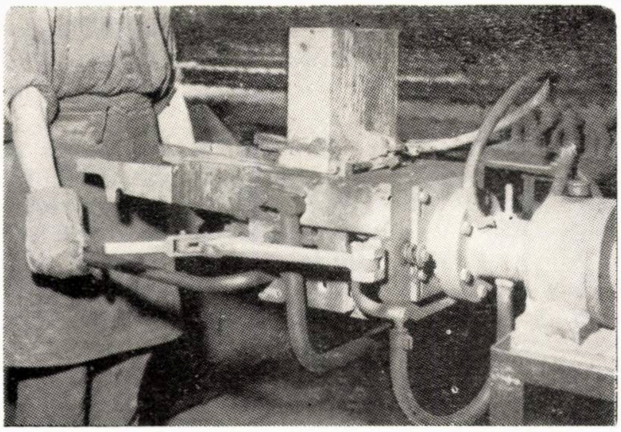


Fig. 4

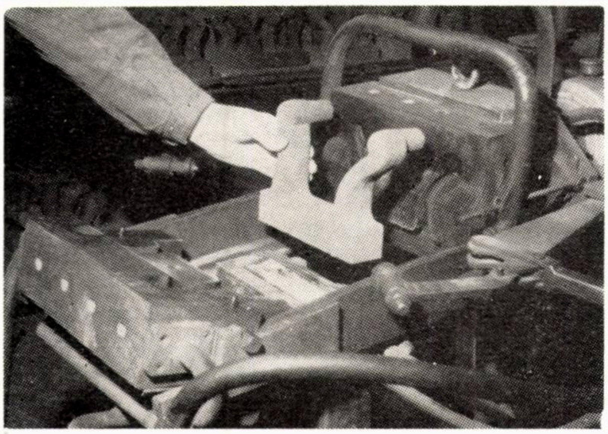


Fig. 5

cutiei de miez (fig. 3), răsturnare cu ușoară basculare, pentru introducerea amestecului în cutia de miez (fig. 4), readucerea la poziția inițială a dispozitivului, evacuarea surplusului de amestec din cutia de miez în rezervorul de amestec, retragerea acestuia în poziția de repaos, deschiderea cutiei și extragerea miezului (fig. 5).

În aceste condiții, un muncitor poate deservi două sau trei dispozitive, în funcție de complexitatea miezurilor ce se execută.

În ipoteza că se lucrează miezuri de complexitate medie (fig. 6) cu dimensiuni aproximative de 150/50/40 mm, un muncitor poate realiza productivitatea

$3\ D \times 30\ C \times 4\ M = 360$ miezuri/h
D = dispozitiv rotativ
C = ciclu/h
M = miez/cutie

Rezultă deci că un muncitor poate realiza într-un schimb: 360 × 7,5 = 2 700 miezuri bune pentru introdus în formă (fig. 7). Operațiile de uscare, vopsire, chituire, reuscare etc., care se execută în mod curent la miezurile ce nu se întăresc în cutii, în cazul amestecurilor pe bază de rășini fenolformaldehidice, nu se mai execută.

În tabela 1 se prezintă o situație comparativă a prețului de cost al diferitelor amestecuri de miez din țară și străinătate.

Din cifrele din tabela 1 rezultă că prețul de cost al amestecului de miez, raportat la tona de piese turnate, este cu circa 119 lei mai ridicat la amestecul peliculizat cu novolac față de amestecul clasic, datorită costului mare al rășinii. Cu toate acestea el este rentabil deoarece elimină o gamă întreagă de operații în atelierul

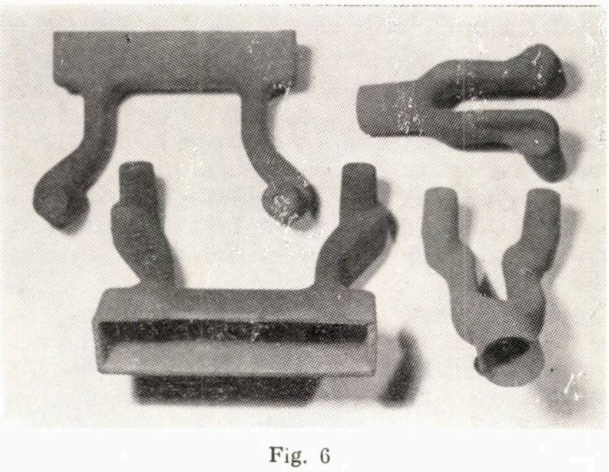


Fig. 6

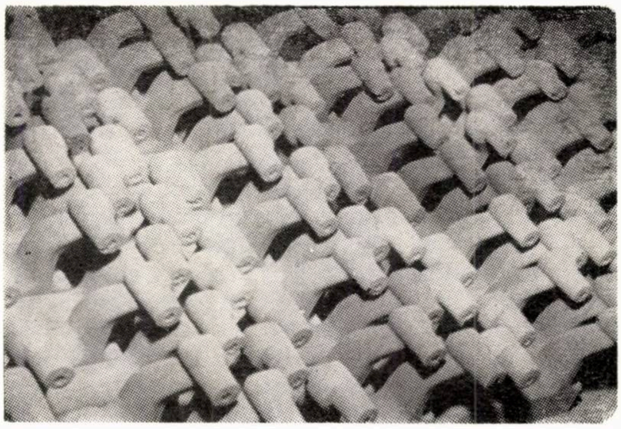


Fig. 7

Tabela 1

	UZINA ,,TRACTORUL" – Brașov			UREMOAS	UZINA DE AUTOCAMIOANE	FORDATH–ANGLIA
	Amestec de miez clasic	Amestec peliculizat cu novolac solid		Amestec peliculizat cu novolac alcoolic	Amestec ureoformaldehidic	Amestec peliculizat cu novolac solid
	Ulei, 16 lei/kg Dextrină. 8,23 lei/kg	Novolac 19,6 lei/kg	Novolac 8 lei/kg (ipoteză)	Novolac 19,6 lei/kg	Urelit ,,P" 3,10 lei/kg	Rășină FPN 1,6 DM (8,085 lei/kg)
Preț amestec, lei/t	398	1 035	575	1 431	247	117,09 DM (585 lei)
Consum amestec miez t/t piese turnate	1	0,5	0,5	0,5	1	0,5
Preț amestec miez raportat la tona piese turnate, lei	398	517,5	287,5	715,5	247	58,5 DM (292,7 lei)

de miezuri, formare și curățătorie, precum și prin faptul că nu se mai obțin pierderi de metal, datorită deformării miezurilor. Comparînd însă prețul amestecului peliculizat din R.S. România cu acela realizat în străinătate, rezultă că în R.S. România tona de amestec costă cu peste 200 lei mai mult, din cauza prețului ridicat al rășinii fenolice.

În scopul extinderii acestui procedeu, uzina ,,Tractorul" — Brașov a trecut la proiectarea unui dispozitiv rotativ universal, care să permită utilizarea cutiilor de miez sub formă de pastilă. Acesta are avantajul că se poate aplica la serii mici de piese deoarece se pot executa pastile, cu 1 sau 2 lăcașuri de miez. Pastilele se pot confecționa din aluminiu, fontă sau oțel, în funcție de numărul de miezuri ce trebuie să se execute.

BIBLIOGRAFIE

[1] Heinz Berndt. *Formarea suflurilor (pinhole) în fonta cu grafit lamelar la utilizarea miezurilor confecționate în cutii calde, prin procedeul Hot-Box.* Giesserei, 53 sept. 1965.

[2] Heinz Berndt și Unger D. *Încercarea amestecurilor de nisip pentru formare în cutii calde prin procedeul Hot-Box.* Giesserei, 17, febr., 1966, p. 96–104.

[3] Lavrance A. W. *Comunicare asupra analizei materialelor utilizate la uzina ,,Tractorul"-Brașov pentru peliculizare.* Fordath.

[4] * * * Raport tehnic al delegației M.I.C.M. ce s-a deplasat la FIAT – Italia, în perioada 26. V. – 12. VI. 1967.

[5] Ștefănescu Cl. și Marinescu Virginia. *Executarea miezurilor în cutii de miez încălzite.* Metalurgia și Construcția de mașini, 13, nr. 9, 1961.

[6] Gottfried Schneider. *Posibilități de mecanizare a operațiilor de desprindere la confecționarea miezurilor în cutii calde; construcția și încălzirea cutiilor de miez.* Giesserei, 51, nr. 8, 1964, p. 227–234.

Articulaţie sferică pentru fixarea dopurilor în oalele de turnare cu golire prin fund

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic – Braşov

CZ 621.746.32

Pentru buna reuşită a operaţiei de turnare a oţelului din oalele cu golire prin fund, este de cea mai mare importanţă ca dopul să închidă perfect orificiul de scurgere.

În acest scop, înainte de montarea definitivă a dopului în sistemul furcă-pîrghie, care asigură manipularea lui (fig. 1), se execută operaţia de şlefuire a dopului pe scaunul său. În vederea acestei operaţii, dopul se introduce în oală, se aşază cu capsula pe cărămida de scurgere, tija lui se prinde liber în furca de susţinere, apoi se începe operaţia de frecare, după care urmează strîngerea definitivă a şuruburilor de fixare a tijei de furcă.

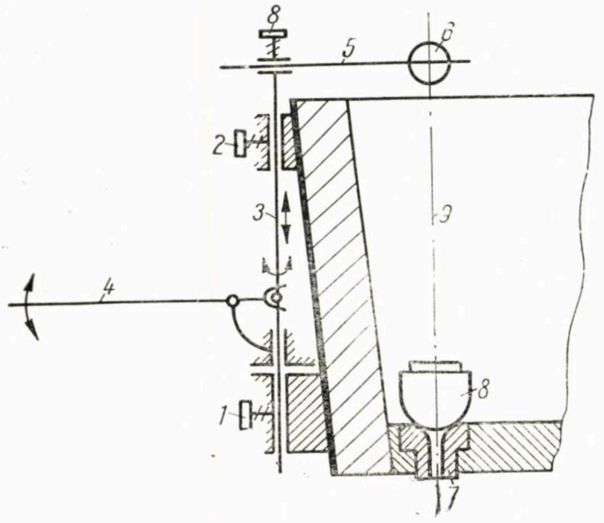


Fig. 1. Articulaţia sferică pentru fixarea dopurilor în oala de turnat oţel.

Oricît de perfectă ar fi operaţia de şlefuire, succesul ei este pus în discuţie prin defectul cinematic al sistemului de prindere a tijei dopului de furcă. La construcţiile uzuale nu se permite fixarea tijei în poziţia de echilibru din cauza lipsei de perpendicularitate dintre tijă şi furcă ; la strîngerea piuliţelor se introduc în sistem tensiuni care la prima ridicare a dopului duc la deplasarea axului tijei din axul geometric al dispozitivului de scurgere. Aceasta produce închiderea defectuoasă a dopului, scurgerea nestăvilită a oţelului, stropi, deteriorarea formelor şi a ramelor de formare, respectiv a lingotierelor, pierderea oţelului şi pericolul de accidente de muncă.

Pentru remedierea acestor deficienţe grave s-a construit un sistem de fixare, bazat pe introducerea unei articulaţii sferice în locul legăturii rigide dintre tija dopului şi furca de susţinere, conform figurii 2, sistem care asigură o fixare echilibrată, liberă de tensiuni şi, prin sceasta, o închidere perfectă a orificiului de acurgere.

Ordinea operaţiilor pentru montarea dopului este următoarea (fig. 1) :

— prin strîngerea potrivită a şuruburilor *1* şi *2* se asigură alunecarea barei *3* în ghidajele sale, cu un joc minim, astfel încît manipularea cu pîrghia *4* să se facă uşor. Se va unge suficient;

— se introduce coada furcii *5* în ochiul barei *3*, astfel încît centrul locaşului articulaţiei sferice *6* de pe furcă să cadă cît mai aproape de axul vertical care trece prin orificiul de scurgere *7*. Dacă toate oalele şi furcile sînt construite la fel, operaţia se poate efectua cu mai multă precizie dacă pe coada furcii *5* se trage o linie de referinţă pentru orientarea ei faţă de ochiul barei *3* ;

— se strînge şurubul *8* pentru fixarea definitivă a cozii furcii *5* în ochiul barei *3* ;

— se introduce dopul complet montat în oală, se aşază capsula cu terminaţia sferică *8* pe orificiul de scurgere, iar plăcile articulaţiei sferice (poziţiile *3* şi *4* din figura 2) se introduc în locaşul lor în furcă, strîngîndu-se uşor piuliţele (poziţia 2), astfel încît la ridicarea barei *3* să se asigure o cursă suficientă pentru ridicarea dopului. Strîngerea nu este puternică, pentru a permite mici oscilaţii ale axului tijei *9* în jurul centrului articulaţiei sferice, fapt care nu afec-

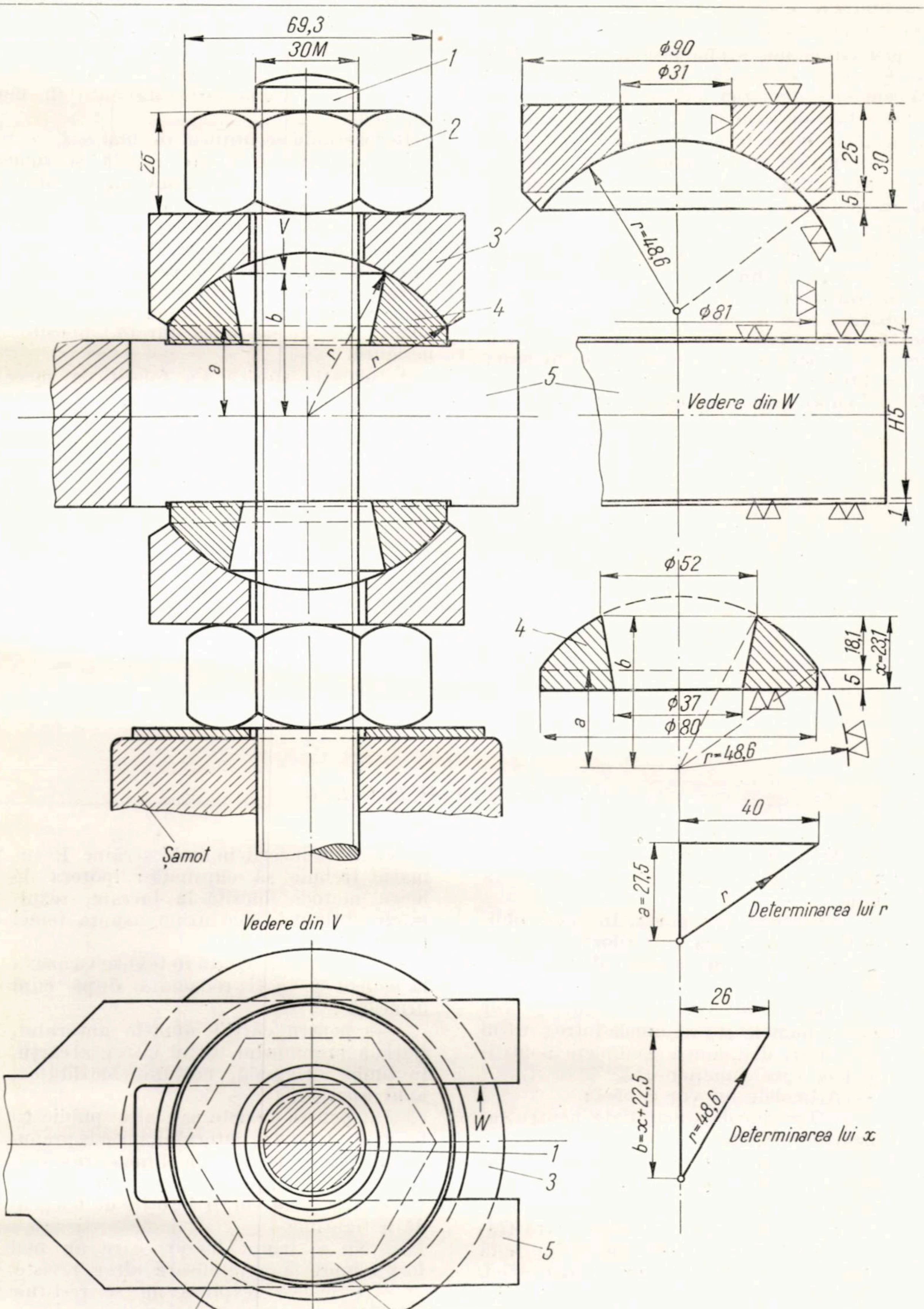

69,3
30M
1
2
20
V
3
4
b
a
r
r
5
Ø90
Ø31
25
30
5
r=48,6
Ø81
1
Vedere din W
H5
1
Ø52
4
b
18,1
x=23,1
5
Ø37
Ø80
a
r=48,6
40
a=27,5
r
Determinarea lui r
26
b=x+22,5
r=48,6
Determinarea lui x
Şamot
Vedere din V
W
1
3
5
2
4

Fig. 2. Articulație sferică pentru fixarea dopului în oalele de turnat oțel:

1 – tijă port-dop; 2 – piuliță; 3 – șaibă sferică exterioară; 4 – șaibă sferică interioară; 5 – furca dopului.

tează precizia închiderii orificiului, terminația capsulei fiind emisferică ;

— prin cîteva mișcări ale pîrghiei *4* se verifică cursa și așezarea dopului. În mod excepțional, dacă centrul articulației sferice este excesiv de excentric față de axul vertical al orificiului de scurgere *7*, se poate face o corectare a prinderii furcii cu șurubul *8*. În general însă, după o scurtă experiență, nu mai este necesar, prima prindere a furcii cu șurubul *8* rămînînd definitivă ;

— se trece apoi la frecarea pe scaun a dopului, care se face cu multă grijă și mereu în același sens de rotire, care trebuie să fie sensul de înșurubare a tijei în capsulă (dacă este cazul). Frecarea se face continuu pînă cînd se simte o aderență puternică pe tot conturul orificiului ;

— se presează apoi cu putere dopul *8* pe orificiul *7* cu ajutorul pîrghiei *4* și, în timp ce se menține această presiune, se face blocarea barei *3* prin strîngerea șuruburilor *1* și *2*, după care se strîng definitiv piulițele superioare ale articulației sferice (fig. 2, poz. *2*) ;

— se face proba de etanșeitate în modul cunoscut.

Respectîndu-se ordinea de mai sus, se realizează o montare foarte rapidă și sigură a dopului, ceea ce reprezintă un avantaj față de vechiul sistem, fixarea dopului făcîndu-se în cazul acela prin încercări repetate și schimbare neîncetată, în orice mod, a fixării cozii furcii în ochiul barei *3*, respectiv a tijei *9* în furca *5* (ultima operație se făcea cu ajutorul a două piulițe simple și două discuri plane de adaos), lucrare de lungă durată, obositoare și nesigură.

Articulația sferică s-a folosit cu succes la oalele avînd o capacitate de 2 t.

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează problema de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pag. în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă : ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează :

— pentru cărți : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției ;

— pentru reviste sau alte publicații periodice : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

Definirea şi mecanismul fenomenului de modificare a fontelor

Ing. D. M. ŞTEFĂNESCU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ 669.131.622

LA DÉFINITION ET LE MÉCANISME DU PHENOMÈNE DE MODIFICATION DES FONTES

On expose un mécanisme original de modification des fontes. On affirme que la modification est due aux éléments, ou bien aux combinaisons d'éléments, qui sont capables d'influencer fortement la tendance à la cristallisation d'une certaine fonte, actionnant principalement sur les germes de cristallisation et dont l'effet est instable à la longue. En confrontant les données existentes, il résulte que les modificateurs sont des éléments insolubles dans le fer, différant en ce sens des éléments d'alliage (ou de micro-alliage) qui sont solubles. Il parraît que les éléments modificateurs graphitisants accroîssent le nombre de germes de graphitisation et (ou) leur vitesse de croissance, pendant que les éléments modificateurs anti-graphitisants réduisent le nombre des germes de graphitisation et (ou) leur vitesse de croissance. Les éléments modificateurs nodulisants font croître le nombre de germes de graphitisation, mais réduisent en même temps leur vitesse de croissance de telle sorte, qu'à la fin il y ait une majoration du surfusion.

DEFINITION AND MECHANISM OF CAST IRON MODIFICATION

The paper presents an original mechanism for cast iron modification. It is stated that modifier is such an element or combination of elements, able to influence strongly the crystallization tendency of a given cast iron, by acting mostly on crystallization germs and having, an unstable effect in time. Comparing available data it results that modifiers are insoluble in iron, unlike alloy-elements (or microalloy-elements) which are soluble. It seems that graphitizing modifiers increase the number of graphitization germs and (or) their rate of growth, while antigraphitizing modifiers decrease the number of graphitization germs and (or) their rate of growth. Spheroidizing modifiers increase the number of graphitization germs but, at the same time, decrease their rate of growth resulting, finally, an undercooling enlargement.

Dintre procedeele moderne de îmbunătăţire a proprietăţilor fizico-mecanice ale fontelor cenuşii, maleabile sau cu grafit nodular, pe prim plan se situează în prezent modificarea. Dacă din punct de vedere tehnologic lucrurile sînt clarificate, în sensul că se cunosc principalele efecte ale modificării, precum şi, în linii generale, influenţa diferitelor elemente asupra proprietăţilor fizico-mecanice şi tehnologice, din punct de vedere teoretic, problema modificării se află încă în impas, pe de o parte datorită lipsei unei definiţii care să confere o sferă precisă fenomenului de modificare, iar pe de altă parte datorită controverselor existente între diferiţii autori care încearcă explicarea mecanismului fenomenului de modificare. Cu alte cuvinte, lipseşte o teorie unitară a modificării. Acest fapt împiedică abordarea ştiinţifică a aspectelor practice legate de modificare. Clarificarea teoretică a modificării ar permite elaborarea, pe o bază ştiinţifică, sistematică, a unor modificatori complecşi de maximă eficacitate şi deci obţinerea unor fonte cu proprietăţi fizico-mecanice deosebite.

Iată de ce autorul lucrării de faţă şi-a propus abordarea acestui subiect, dorind să expună cîteva opinii personale, fără a tranşa controversele legate de modificare.

Definirea noţiunii de modificare

Punctele de vedere privind definirea noţiunii de modificare sînt foarte împărţite. Astfel, după unii cercetători [1], cea mai importantă schimbare care apare la modificarea fontei lichide este creşterea bruscă a conţinutului de grafit C_{gr}, care însă se poate realiza numai în cazul în care fonta iniţială are un grad de feritizare egal cu zero (fonte albe) sau foarte scăzut (fonte pestriţe). Efectul maxim de modificare se poate obţine numai cînd $C_{gr} = 0$. În afară de aceasta, modificarea s-ar caracteriza prin : obţinerea unui număr mare de celule eutectice *CE*, cu mult mai mare decît la fontele cenuşii nemodificate cu acelaşi grad de saturaţie, şi a unor separări de grafit lamelar cu vîrfuri rotunjite ; mărirea bruscă a rezistenţei de rupere la tracţiune ; eliminarea completă a grafitului interdendritic (în cazul fontei iniţiale pestriţe); realizarea unei structuri uniform perlitice în pereţi cu grosimi diferite (fig. 1). La menţinerea fontei modificate în stare lichidă se constată că structura şi proprietăţile fontei variază continuu, avînd tendinţa de revenire la situaţia iniţială. Cu alte cuvinte, la menţinere, procesul de modificare este urmat de un proces de demodificare (fig. 1).

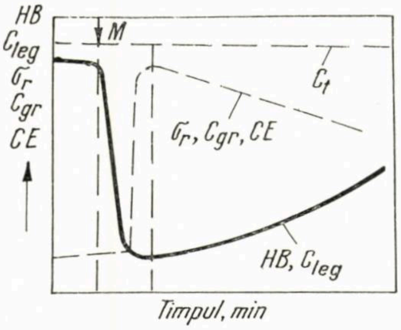


Fig. 1. Definirea şi efectele modificării fontelor cenuşii după [1].

O definire a modificării bazată pe cele expuse mai sus ar avea o sferă prea redusă, aplicîndu-se numai pentru modificarea fontelor cenuşii cu modificatori grafitizanţi. Definiţia nu poate fi aplicată elementelor şi combinaţiilor de elemente folosite pentru modificarea fontelor albe, care ar avea un efect absolut opus faţă de cele prezentate în figura 1. De asemenea definiţia nu poate fi aplicată în cazul modificării fontelor cenuşii cu modificatori antigrafitizanţi care provoacă nodulizarea grafitului (Mg, Ce, Y etc.) care, dacă măresc într-adevăr prin salt rezistenţa de rupere la tracţiune şi numărul de celule eutectice (nodule de grafit), micşorează în schimb C_{gr}.

În afară de acestea, o definiţie a modificării trebuie să se refere exclusiv la schimbarea stării lichide a metalului şi nu şi la caracteristicile sale mecanice, a căror influenţă este unul din efectele modificării. Nici chiar saltul de grafitizare nu este absolut necesar pentru o modificare eficientă. Lucrări recente [2] au arătat că atunci cînd se dispune de modificatori grafitizanţi complecşi cu eficacitate foarte mare, a căror adăugare în fonta lichidă nu schimbă practic compoziţia acesteia, este suficient să se dispună de o fontă supraîncălzită corect, a cărei structură brut turnată în stare nemodificată prezintă grafit interdendritic. În multe cazuri acest grafit interdendritic este asociat cu ferită, ceea ce face ca o modificare corectă, care să asigure o structură perlitică a fontei, să micşoreze gradul de grafitizare şi nicidecum să-l mărească prin salt. Saltul de grafitizare rămîne totuşi necesar în cazul în care modificarea se efectuează cu FeSi 75, cînd are loc şi o schimbare de compoziţie a fontei şi nu se poate practic pleca de la o fontă cenuşie cu grafit interdendritic, deoarece s-ar obţine grade de eutecticitate prea ridicate.

O definiţie prea îngustă pentru modificare adoptă şi [15], care consideră inocularea (modificarea) ca un tratament al fontei lichide care măreşte în principiu puterea germinatoare a acesteia pentru grafit.

Alţi autori [3], [4], [5] adoptă pentru noţiunea de modificare o sferă mult mai largă, prezentînd modificarea ca fiind procesul de schimbare artificială a structurii metalului sau aliajului turnat, sub acţiunea unor cantităţi mici de adaosuri introduse special, schimbare legată evident de o îmbunătăţire a proprietăţilor mecanice. Această definiţie face însă posibilă includerea în rîndul modificatorilor a unor elemente care de fapt sînt elemente de aliere (sau microaliere).

Astfel, s-a demonstrat clar [6] că, cu toate că Si, Al, Cu şi Ni au efecte grafitizante puternice, acţiunea lor asupra structurii fontei nu este deosebită de aceea a altor elemente considerate ca fiind elemente de aliere. De aceea, o definiţie corectă a modificării trebuie să facă o deosebire netă între elementele modificatoare şi elementele de aliere (microaliere).

Din cele de mai sus rezultă două deosebiri, care pot fi considerate ca esenţiale, între acţiunea modificatorilor şi cea a elementelor de aliere, şi deci între fenomenul de modificare şi cel de aliere:

— modificatorii acţionează puternic asupra germenilor de cristalizare, mărind sau micşorînd substanţial numărul acestora, în timp ce elementele de aliere acţionează în principal asupra masei metalice de bază, acţiunea lor asupra germenilor fiind redusă. De asemenea, modificatorii acţionează puternic asupra vitezei de creştere a acestor germeni;

— efectul de modificare dispare la menţinerea fontei în stare lichidă după modificare, în timp ce efectul de aliere se menţine.

Dacă se are în vedere şi faptul că toate elementele modificatoare sînt insolubile în fier, în timp ce elementele de aliere, pentru a-şi putea exercita efectul de aliere trebuie să fie solubile în fier sau în cementită, se poate afirma că este posibil a se da o definiţie a modificării.

Ca urmare, autorul consideră că sînt modificatoare acele elemente sau combinaţii de elemente capabile să influenţeze puternic tendinţa de cristalizare a unei fonte date, acţionînd în principal asupra germenilor de cristalizare (număr şi viteză de creştere) şi al căror efect este instabil în timp datorită lipsei lor de solubilitate în fier.

De precizat că noţiunea de modificare la fonte se foloseşte în accepţia modificării eutecticului fontelor.

Clasificarea modificatorilor

Există o serie întreagă de clasificări ale modificatorilor. Dat fiind însă faptul că modificarea este un fenomen legat în primul rînd de aplicațiile sale practice, clasificarea cea mai indicată este cea după scop.

Ținînd seamă și de definiția modificărilor prezentată mai sus, modificatorii se pot clasifica după cum urmează : grafitizanți : Ca, Sr, Ba, C ; antigrafitizanți (stabilizanți) : Bi, Te; nodulizanți : Mg, Ce.

Modificatorii grafitizanți se folosesc la fontele cenușii în vederea măririi gradului de grafitizare, al obținerii unui număr mare de celule eutectice (mult mai mare decît la fontele cenușii nemodificate) și a unor separări de grafit lamelar cu vîrfurile rotunjite. Aceste schimbări ale structurii fontei duc de obicei la ridicarea rezistenței de rupere la tracțiune și la micșorarea durității și adîncimii de albire. De menționat că numărul de celule eutectice este un indiciu al numărului de germeni de grafitizare, fiecare celulă fiind rezultatul dezvoltării unui germene.

Modificatorii antigrafitizanți se folosesc în scopul evitării separării grafitului primar la fontele maleabile.

Modificatorii nodulizanți, care sînt tot modificatori antigrafitizanți, au drept scop modificarea formei grafitului de la lamelară la nodulară.

Mecanismul modificării fontelor

Ipotezele care încearcă să explice mecanismul de modificare a fontelor sînt foarte numeroase, diferind în primul rînd prin modul de abordare a problemei, care decurge din definiția dată pentru modificare. O ipoteză corectă privind mecanismul de modificare trebuie să aibă la bază teoria germinării, adică influența elementelor modificatoare asupra numărului și vitezei de creștere a germenilor.

În tabela 1 s-au prezentat principalele elemente care, pe baza definiției date modificării, pot fi socotite ca elemente modificatoare, precum și influența lor asupra subrăcirii la solidificare în raport cu fonta inițială. Pentru o serie de influențe, pentru care s-au găsit rezultate în literatura de specialitate consultată, s-au indicat sursele bibliografice. Pentru celelalte influențe s-au indicat în tabelă rezultatele deduse din literatură, dar neconfirmate de experiențe directe.

Se constată următoarele : în cazul modificării cu modificatori grafitizanți are loc o mărire a numărului de germeni de grafitizare (C, Ca etc.), iar în alte cazuri o mărire a vitezei de creștere a acestor germeni (Sr, Ba) ; ca rezultat are loc o micșorare a subrăcirii la solidificarea fontei modificate, în raport cu fonta nemodificată, și deci o mărire a gradului de grafitizare.

În cazul modificării cu modificatori stabilizanți are loc micșorarea vitezei de creștere a germenilor de grafitizare. În ceea ce privește influența asupra numărului de germeni, aceasta nu este pe deplin clară. Este posibil ca elementele modificatoare stabilizante să nu aibă nici un fel de influență asupra numărului de germeni sau să micșoreze numărul de germeni nu atît prin eliminarea lor fizică, cît prin dezactivarea provocată de procesele de adsorbție. În orice caz, ca rezultat are loc o mărire a subrăcirii

Tabela 1

Tipul modificatorului	Elementul	Numărul de germeni	Viteza de creștere a germenilor	Subrăcirea	Solubilitatea in Fe solid	Stabilitatea in timp a efectului
Modificator grafitizant	C(grafit)	↗ [6]	? (↔)	↘ [6]	mare	?
	Li	↗ [13]	? (↔)	↘ [13]	0	instabil
	Na	↗	? (↔)	↘	0	instabil
	K	↗	? (↔)	↘	0	instabil
	Cs	↗	? (↔)	↘	0	instabil
	Ca	↗ [6] [13]	? (↔)	↘[6][7][13]	0	instabil
	Sr	↗ [13] [16]* ↔[16]	↗ [14]	↘ [13]	0	instabil
	Ba	↗ [13]	↗ [14]	↘ [13]	0	instabil
Modificator antigrafitizant	Te	? (↘ ↔)	↘ [13]	↗ [7]	slabă	instabil
	Se	? (↘ ↔)	↘ [13]	↗ [7]	0	instabil
	S	? (↘ ↔)	↘ [13]	↗ [7]	slabă	? (stabil)
	Pb	? (↘ ↔)	? (↘)	↗ [7]	0	? (instabil)
	Bi	? (↘ ↔)	↘ [11]	↗ [7]	0	instabil
Modificator nodulizant	Mg	↗ [3]	↘ [23]	↗ [7]	0	instabil
	Ce	↗ [3]	↘ [22]	↗ [7]	0	instabil
	Th	↗	↘	↗	0	? (instabil)
	La	↗	↘	↗	slabă	? (instabil)
	Y	↗ [25]	↘ [25]	↗	slabă	instabil

* Efect observat pentru Fe Si Sr comparativ cu Fe Si industrial

Cheia tabelei :
↗ crește
↘ scade
↔ nu se schimbă

la solidificare a fontei modificate, faţă de fonta nemodificată, şi deci o micşorare a gradului de grafitizare.

La modificarea cu modificatori nodulizanţi are loc o mărire a numărului de germeni de grafitizare, dar concomitent o micşorare a vitezei de creştere a acestora, raportul dintre aceste două influenţe fiind astfel, încît în final să aibă loc o mărire a subrăcirii faţă de fonta iniţială şi deci o micşorare a gradului de grafitizare.

Pe baza acestor observaţii s-a alcătuit schema din figura 2, care explică mecanismul modificării fontelor cu modificatori grafitizanţi, antigrafitizanţi sau nodulizanţi, după cum urmează : se consideră fonta iniţială caracterizată prin numărul de germeni n_i şi viteza de creştere a germenilor v_i, rezultînd ca urmare o subrăcire la solidificare ΔT_i. În cazul modificării cu modificatori grafitizanţi fie că are loc o mărire a numărului de germeni de grafitizare astfel încît $n_g > n_i$, în condiţiile unor viteze de creştere a germenilor asemănătoare cu cele din fonta iniţială ($v_g = v_i$), fie că are loc o mărire a vitezei de creştere a germenilor (simbolizată în figura 2 prin săgeţile care pornesc radial de la germeni spre lichid) astfel, încît $v_g > v_i$, fără să aibă loc şi o mărire a numărului de germeni ($n_g = n_i$), fie că cele două fenomene de mărire a numărului de germeni şi a vitezei lor de creştere intervin simultan ($n_g > n_i$; $v_g > v_i$). Acest ultim caz nu a mai fost reprezentat în figura 2. Asupra modului cum are loc mărirea numărului de germeni există o serie de teorii, care atribuie rolul de germeni străini favorabili grafitizării carburilor [17], [18], oxizilor [19], nitrurilor sau unor suprasaturări locale cu siliciu care duc la separarea locală a grafitului, accentuată de elementele modificatoare [20].

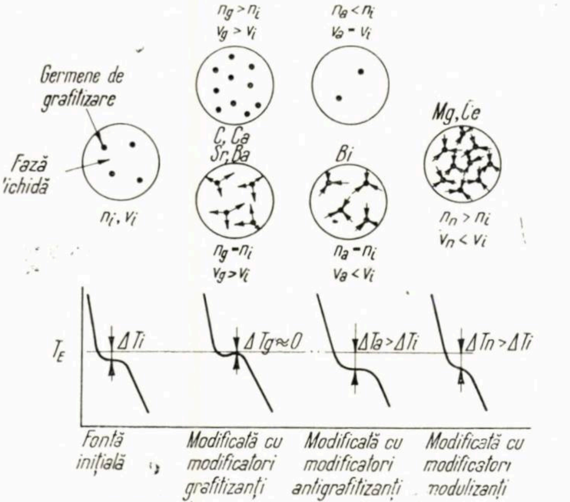


Fig. 2. Mecanismul de modificare a fontelor cenuşii cu modificatori grafitizanţi, antigrafitizanţi sau nodulizanţi.

Mulţi cercetători leagă efectul de modificare grafitizantă de puterea desulfurantă şi dezoxidantă a modificatorilor [21]. Aceasta nu este o condiţie obligatorie pentru modificare, deoarece C nu este nici dezoxidant şi nici desulfurant, iar Sr şi Ba au influenţă maximă în fontele cu oxigen scăzut. Aşadar, o condiţie esenţială pentru ca un element să exercite influenţă modificatoare grafitizantă este mărirea numărului de germeni de grafitizare, indiferent pe ce cale are loc această mărire, în condiţiile în care viteza de creştere a germenilor rămîne constantă sau se măreşte. Cealaltă situaţie în care poate exista un efect modificator grafitizant este mărirea vitezei de creştere a germenilor de cristalizare existenţi, atribuită Sr şi Ba [14]. Nu există însă, pînă în prezent, nici o ipoteză care să explice modul în care are loc această mărire a vitezei de creştere a germenilor.

Este evident însă că efectul modificator grafitizant cel mai puternic se obţine la combinarea unor elemente care măresc numărul de germeni, cu elemente care măresc viteza de creştere a germenilor. Aşa se explică eficienţa mărită a modificatorilor de tip SiCaBa.

Se observă, din tabela 1, că C a fost considerat ca element modificator, cu toate că este solubil în fier. Totuşi, dat fiind punctul ridicat de topire a grafitului (formă sub care se adaugă C ca modificator în fonte), este de presupus că la temperaturi scăzute ale fontei (<1 350°C) dizolvarea grafitului în fontă este foarte lentă, practic nulă. Ori tocmai la aceste temperaturi scăzute grafitul are efect modificator mai puternic. Efectul grafitului este mai puţin important la fonta supraîncălzită şi, de altfel, se pare că este de sens contrar. La temperatură ridicată grafitul se dizolvă rapid în fontă şi îşi pierde mai mult sau mai puţin puterea de modificare. Grafitul acţionează atunci mai mult ca grafitizant şi feritizant, datorită efectului său de aliere [6].

Aşadar, în principiu se poate admite că un element modificator poate fi şi parţial solubil în fier. În acest caz el va exercita şi un efect de aliere, efectul de modificare fiind însă exclusiv rezultatul acţiunii acelei părţi din element care nu s-a dizolvat.

Revenind la influenţa grafitului C ca element modificator, trebuie menţionat că absenţa unor date concrete privind demodificarea fontelor modificate cu grafit impune o oarecare rezervă în ceea ce priveşte introducerea C în tabela 1.

Dacă se consideră aceeaşi fontă iniţială tratată cu elemente modificatoare antigrafitizante, pentru ca să existe un efect de modificare antigrafitizant este necesar să se producă fie o micşorare a numărului de germeni de grafitizare astfel, încît $n_a < n_i$, păstrîndu-se aceeaşi viteză de creştere a germenilor ca la fonta iniţială ($v_a = v_i$), fie o micşorare a vitezei de creştere a germenilor $v_a < v_i$, păstrîndu-se acelaşi număr de germeni ($n_a = n_i$), fie simultan o micșorare a numărului de germeni și o încetinire a vitezei lor de creștere ($n_a < n_i$, $v_a < v_i$). Acest ultim caz nu a mai fost reprezentat în figura 2. Micșorarea numărului de germeni, așa cum s-a mai arătat, poate avea loc pe seama dezactivării germenilor existenți, în timp ce micșorarea vitezei de creștere a germenilor trebuie pusă pe seama proceselor de adsorbție la suprafața germenilor, care împiedică difuzia atomilor de carbon din topitură la germenii de grafit. Se observă, din tabela 1, că în timp ce influența de frînare a creșterii germenilor de grafit pare să fie sigură, influența de micșorare a numărului de germeni este numai probabilă. Ca și în cazul modificatorilor grafitizanți, efectul maxim de modificare se obține atunci cînd se folosesc modificatori complecși care să conțină atît elemente care micșorează numărul de germeni, cît și elemente care frînează creșterea acestora.

În ceea ce privește elementele modificatoare nodulizante, s-ar părea că influența acestora asupra numărului și asupra vitezei de creștere a germenilor este intermediară între cea a modificatorilor grafitizanți și cea a modificatorilor stabilizanți, în sensul că aceste elemente măresc numărul de germeni de grafitizare ($n_n > n_i$), dar în același timp frînează viteza lor de creștere ($v_n < v_i$). Este necesar să existe însă un anumit raport între aceste două acțiuni, favorabil micșorării vitezei de creștere a germenilor astfel, încît în final să se obțină o mărime a subrăcirii față de fonta inițială ($\Delta T_n > \Delta T_i$) (fig. 2). Lipsa unui astfel de raport favorabil nu permite obținerea grafitului complet nodular. De aceea, Ca a fost trecut în tabela 1 atît în rîndul elementelor modificatoare grafitizante, cît și în rîndul celor nodulizante. Astfel, se poate presupune că micșorarea vitezei de creștere a germenilor provocată de Ca este foarte redusă, dar că aceasta poate fi accentuată prin răcirea rapidă a fontei la solidificare (exemplu : turnarea în cochilă), cînd se obține într-adevăr grafit nodular.

Desulfurarea și dezoxidarea pot fi puse în legătură directă cu viteza de creștere a germenilor de grafit, știut fiind faptul că atît S cît și O, ca și elementele modificatoare nodulizante, sînt elemente superficial active. De aceea, asigurarea unei anumite viteze de creștere a germenilor, necesară pentru anularea efectului grafitizant al măririi numărului de germeni, se realizează numai la un anumit raport între conținutul de elemente nodulizante și cel de S și O.

Așadar, influența elementelor nodulizante trebuie pusă pe seama măririi substanțiale a numărului de germeni de grafitizare și concomitent a reducerii vitezei de creștere a acestora, datorită acumulării de astfel de elemente în jurul germenilor. Acest lucru rezultă clar dintr-o serie de lucrări [22], [23] în care s-a arătat că Mg și Ce se acumulează la limitele nodulilor de grafit.

Ipotezele formulate cu privire la mecanismul procesului de modificare au primit în ultimul timp un oarecare suport experimental. Întradevăr, un aliaj eutectic binar simplu solidifică alb dacă timpul său total de solidificare este mai scurt decît t_1, în timp ce dacă timpul de solidificare este mai mare decît t_2 rezultă o structură cenușie (fig. 3). Structurile între t_1 și t_2 sînt pestrițe.

Efectul elementelor grafitizante este de a deplasa liniile I—I și II—II spre stînga, în timp ce elementele promotoare de carburi produc efect contrar. Pentru un aliaj de compoziție constantă, un adaos de modificatori grafitizanți (germeni de grafit) deplasează de asemenea liniile I—I și II—II spre stînga. Similar, diferiți factori care acționează asupra creșterii (segregarea și difuzia dizolvatului, adsorbția superficială și izotropia creșterii) pot deplasa liniile I—I și II—II spre stînga sau spre dreapta, depinzînd de comportarea particulară la creștere a grafitului sau a carburilor [26].

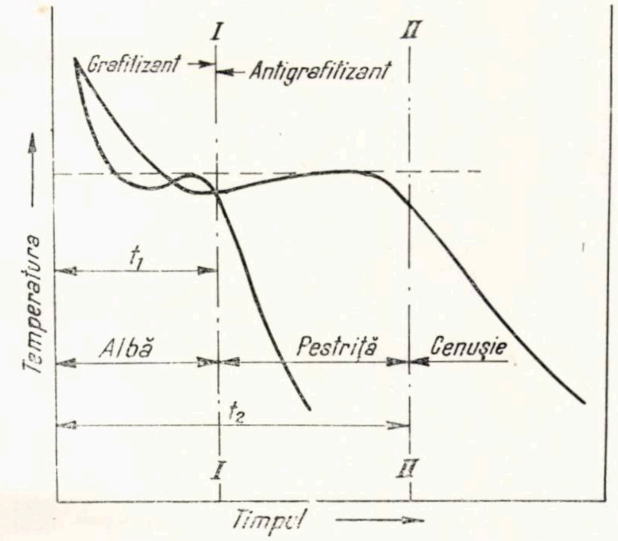


Fig. 3. Reprezentarea schematică a efectului de solidificare asupra structurii brut turnate a eutecticului Fe — C [26].

Ori, dintr-o lucrare japoneză recentă [27] rezultă că timpul de solidificare scade în general prin creșterea gradului de germinare eutectică și a vitezei de creștere a eutecticului. În aliaje Fe-C micșorarea timpului de solidificare a fost provocată în principal de creșterea germinării, în timp ce în aliaje Fe-C-S timpul de solidificare a fost prelungit, deoarece viteza de creștere a eutecticului a scăzut datorită îmbogățirii în sulf a interfeței solid-lichid.

După aceiași autori [27], la fonta cu grafit nodular are loc o mărire a numărului de germeni, dar fără a fi influențată viteza de creștere a acestora, ceea ce nu corespunde observațiilor. În afară de elementele modificatoare prezentate în tabela 1, trebuie considerate ca elemente modificatoare, de un tip sau altul, Li, Na, K și Cs, care nu sînt solubile în fier, dar despre care nu există date concludente, precum și o serie de pămînturi rare.

Mărirea eficienței modificatorilor

În afară de elementele modificatoare prezentate în tabela 1, în practică se mai folosesc, în scopuri grafitizante sau antigrafitizante, o serie de elemente de aliere sau microaliere (tabela 2), în combinație cu modificatorii propriu-ziși.

Tabela 2

Efectul elementului	Elementul	Numărul de germeni	Viteza de creștere a germenilor	Subrăcirea	m' determinat experimental	Stabilitatea în timp a efectului
Grafitizant	Si	↔ [6] ↗	↔ ↗	↘ [6], [7]	−0,29	stabil
	Al	↔ [6], [13] ↗ ↗ [24*], [13]	↔ ↗	↘ [13]	−0,215	stabil
	Ni	↔	↔	↘ [7]	−0,05	stabil
	Cu	↔	↔	↘ [7]	−0,075	stabil
	Sn	↔ [9], [10]	↔	↘	−0,10	stabil
	Be	↘ [13]	?	↘ [13]	−0,28***	stabil
Antigrafitizant	Sb	↔	↘	↗ [7]	−0,115	stabil
	V	↔	↔	↗ [7]	+0,095	stabil
	B	↗ [12]** ↔	↘ [4]	↗ [7], [12]	−0,465***	stabil
	Zr	↔	↔	↗ [13]	+0,045***	stabil
	Ti	↘ [13]	?	↗ [13]	+0,14***	stabil
	Mn	↔	↔	↗	+0,03	
	Cr	↔	↔	↗	+0,06	

* Efect observat pentru FeSiAl comparativ cu FeSi;
** Efect constatat la fontele saturate în azot.
*** Calculat.

Acțiunea acestor elemente asupra numărului de germeni de grafitizare și vitezei lor de creștere este în general mică sau nulă, efectul lor explicîndu-se prin influența lor specifică asupra solubilității în fier a carbonului, determinată prin ecuația indicată de Neumann, Schenk și Patterson:

$$\%C^x = m' \cdot \%X$$

unde:

$\%C^x$ este variația solubilității carbonului la adăugarea elementului X, în procente de greutate;
$\%X$ — elementul X adăugat, în procente de greutate;
m' — parametrul care determină influența specifică a elementului.

Cînd elementul reduce solubilitatea C în Fe ($\Delta\%C^x$ este negativ) și deci are o influență grafitizantă, m' este negativ, iar cînd elementul mărește solubilitatea C în Fe ($\Delta\%C^x$ este pozitiv) și deci are o influență antigrafitizantă, m' este pozitiv. Această regulă este valabilă în majoritatea cazurilor (tabela 2), cu excepția Sb și B care sînt elemente superficial active.

Ca urmare, pentru modificatorii grafitizanți complecși se mai folosesc: Si, datorită efectului său de aliere puternic grafitizant și datorită faptului că favorizează acțiunea elementelor modificatoare; Al, Ni, Cu, Sn, datorită efectului de aliere grafitizant la solidificare și antigrafitizant la transformarea eutectoidă; Mn, Cr datorită efectului de aliere antigrafitizant la transformarea eutectoidă.

Pentru modificatorii antigrafitizanți complecși folosiți la fontele albe se mai folosesc Sb, B, care sînt elemente superficial active și frînează într-o oarecare măsură viteza de creștere a germenilor, mărind subrăcirea la cristalizare. Se mai folosesc și elemente care formează carburi de solidificare, dar care se descompun ușor la recoacerea ulterioară: V și din nou Sb, B.

În fine atît în modificatorii grafitizanți complecși folosiți la fontele cenușii, cît și în modificatorii complecși antigrafitizanți folosiți la fontele albe, se adaugă uneori modificatori nodulizanți, care în ambele cazuri duc la îmbunătățirea caracteristicilor mecanice finale.

Concluzii

— Modificarea fontelor este un proces de schimbare substanțială a numărului de germeni de grafitizare și a vitezei lor de creștere, instabil în timp;

— Elementele modificatoare grafitizante măresc numărul de germeni de grafitizare și (sau) viteza lor de creștere, ducînd în final la micșorarea subrăcirii;

— Elementele modificatoare antigrafitizante micșorează numărul de germeni de grafitizare și (sau) viteza lor de creștere, ducînd în final la mărirea subrăcirii;

— Elementele modificatoare nodulizante măresc numărul de germeni de grafitizare dar concomitent micșorează viteza lor de creștere astfel încît să aibă loc o mărire a subrăcirii;

— Elementele modificatoare sînt complet insolubile sau foarte puțin solubile în fier;

— Pentru mărirea eficienței modificatorilor se pot folosi elemente de aliere sau microaliere, solubile în fier, care au efect stabil în timp.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni L. și Cosneanu C. *Considerații privind eficacitatea modificatorilor folosiți pentru obținerea fontelor modificate cu grafit lamelar.* Metalurgia, nr. 4, 1967, p. 215–218.

[2] Ștefănescu D. M. și Bolintineanu Gh. *Cercetări privind modificarea unor fonte cenușii.* A IV-a conferință de turnătorie, București, 15–17 mai 1969.

[3] Ghirșovici N. G. *Kristallizația i svoistva ciuguna v otlivkah.* Moscova, Mașinostroenie. 1966.

[4] Krișțal M. A. și Titenskii E. G. *Svoistva kovkogo ciuguna.* Moscova, Metallurghia, 1967.

[5] Malţev M. V. *Modificarea structurii metalelor şi aliajelor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[6] Defrancq Ch., van Eeghem J. şi De Sy A. *Influence de la surchauffe et de la teneur en oxygen sur la germination du graphite dans la fonte grise. Corrélation surchauffe — effet d'inoculation.* Fonderie, nr. 1, 1968, p. 7—24.

[7] Cosneanu C. *Contribuţii privind studiul mecanismului procesului de modificare a fontelor.* Metalurgia, nr. 10, 1966, p. 563.

[8] Parent S., Decrop M. şi Margerie J. C. *Le titane dans les fontes.* Fonderie, nr. 244, iunie 1966, p. 205—226.

[9] Gilbert G. N. J. *Effect of tin on the structure and properties of gray cast irons containing up to 0,6 per cent phosphorus.* BCIRA Journal, mai 1964, p. 298.

[10] Ştefănescu D. M. *Efectul staniului asupra proprietăţilor unor fonte cenuşii cu grade de eutecticitate diferite.* Metalurgia, nr. 1, 1966, p. 13—17.

[11] Vaşcenko K. I., Cosneanu C. şi Juk V. I. *Poverhnostnoe natiajenie ciugunov s razlicinîmi uglerodnîmi echivalentami i vlianie na nevo prisadki vismuta.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1956, p. 20.

[12] Ball D. L. *Germinarea grafitului eutectic în fonte, cu nitrură de bor.* Modern Castings, iulie 1968, p. 59.

[13] Lux B. şi Tannenberger H. *Innoculation effect on graphite formation in pure Fe-C and Fe-C-Si.* Modern Castings, martie 1962, p. 57—59.

[14] Morrogh H. *The status of the metallurgy of cast irons.* The Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 1, 1968, p. 1—10.

[15] De Sy A. şi Vidts J. *Traité de métallurgie structurale theoretique et appliquée.* Paris, Dunod, 1962.

[16] Dawson J. V. şi Maitra S. *Recent research on the innocation of cast iron.* The British Foundryman, aprilie, 1967.

[17] Lux B. *Nucleation of Eutectic Graphite in Inoculated Gray Iron by Saltlike Carbides.* Modern Castings, mai, 1964, p. 222—232.

[18] Hurrum F. *Effect of Silicon carbide in the Fe-FeSi-Fe_3 C System.* Modern Castings, martie, 1965, p. 77—78.

[19] Patterson W. şi von Gunpert R. *Versuche zur Deutung der Wirkung einer Impung auf Gusseisen.* Giesserei technischewissenschaft Beihefte, nr. 25, 1959, p. 1341—1361.

[20] Alfonsi B. *Cercetări termodinamice asupra modificării fontei.* La Fonderia Italiana. nr. 4, 1966, p. 117—125.

[21] Ferri R. *Étude sur un inoculant synergetique, pour fontes mécaniques à haute resistence.* 34-e Congrès International de Fonderie, Paris, octombrie 1967.

[22] Bunin K. P. şi Taran I. N. *Metalografia ciuguna.* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 5, 1967, p. 73.

[23] Voloscenko M. V. şi Dzîkovici L. L. *Repartizarea siliciului şi magneziului în fontă.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1965, p. 232.

[24] Henke F. *Influenţa aluminiului şi calciului din modificatori asupra proprietăţilor fontei.* Giesserei Praxis, nr. 8, 1966, p. 148.

[25] Cosneanu C. şi Moiseev I. *Tensiunea superficială a fontelor modificate cu ytriu.* Metalurgia, nr. 6, 1967, p. 311—315.

[26] Forrest R. D., Hewaidy I. F. şi Kondic V. *Segregation of a Third Element in the Fe—C Eutectic.* Cast Metals Research Journal, vol. 4, nr. 4, decembrie 1968, p. 190—195.

[27] Ohira G. şi Ikawa K. *Studies on the Relation Between Eutectic Solidification Velocity an the Graphite Structure of Cast Iron.* 35-th International Foundry Congress, Japonia, 1968.

Laminarea oţelului la toleranţe restrînse cu tendinţă spre abaterile dimensionale negative

Ing. I. FRANŢIU
Institutul de cercetări metalurgice

C. Z. 669.14 :621.771.2

Preocuparea mai susţinută a laminoriştilor din ţara noastră de a fabrica produsele laminate la toleranţe dimensionale restrînse datează de mai multă vreme fiind mereu actuală din cauza importanţei pe care o are pentru economia ţării. De fiecare dată cînd se discută problemele tehnice legate de această preocupare este bine să se reamintească şi să se acorde atenţia cuvenită părţii economice.

Economia de metal este o preocupare generală, cultivată consecvent în construcţia de maşini, în care materia primă de bază este oţelul. Se poate afirma orientativ că în acest sector al economiei, mare consumator de oţel, costul materialelor reprezintă mult peste jumătate din cheltuielile totale de producţie, astfel că fiecare procent de oţel economisit duce la scăderea cu cel puţin jumătate de procent a preţului de cost. Competitivitatea industriei constructoare de maşini depinde desigur, în mare măsură, de preţul de cost al produselor dar, în aceeaşi măsură, şi de masa produselor fabricate, cu deosebire în domeniul transporturilor pe sol şi navale, unde costurile de exploatare scad sensibil cu greutatea proprie a produselor.

Economia de metal începe la proiectare dar continuă la executarea construcţiilor unde, pe lîngă alţi factori, precizia dimensională a laminatelor livrate joacă un rol important. Precizia dimensională se referă atît la secţiunea transversală, cît şi la lungimea laminatelor, excluzînd produsele livrate în colaci sau rulouri.

Preciziei dimensionale în secţiune transversală i se acordă atenţia principală, în special preciziei în grosime la produsele plate. În ultimul timp însă cerinţele pentru livrare la lungimi fixe sînt tot mai insistente şi, în bună parte, fundamentate la nivelul economiei naţionale, astfel că laminoriştii trebuie să meargă pe linia satisfacerii acestor cerinţe de fiecare dată cînd ele sînt justificate. Această satisfacere cere buna organizare a producţiei de oţel pentru aprovizionarea laminoarelor cu materie primă corespunzătoare (lingouri şi semifabricate de greutate potrivită) şi sistematizarea lucrului la laminare şi în ajustaj. Cu toate că această organizare şi sistematizare depinde în mare parte de condiţiile locale, schimbul de experienţă între uzine în acest domeniu poate contribui eficient la perfecţionarea modului de lucru.

Se precizează şi se reaminteşte în lumina materialelor publicate mai de mult, dar în bună parte actuale încă (revista Metalurgia, nr. 9/1957 şi broşura publicată de I.D.T. în 1957 în colecţia ,,Din experienţa uzinelor noastre'', intitulată : ,,Laminarea precisă şi profilele economice în producţia de laminate''), denumirea modurilor de laminare :

— laminarea normală : se încadrează întocmai în prescripţiile dimensionale din standarde ;

— laminarea precisă : realizează abateri dimensionale sensibil mai mici decît cele admise în standarde.

Trecerea de la laminarea precisă sau cu toleranţe restrînse la laminarea mai avansată, numită laminare în domeniul abaterilor dimensionale negative admise, este posibilă numai în anumite condiţii. Condiţia principală, care trebuie îndeplinită şi verificată în prealabil, este legată de raportul

$$R = \frac{a}{A}, \qquad (1)$$

unde :

a este amplitudinea abaterilor dimensionale, adică diferenţa dintre dimensiunea maximă şi cea minimă realizată în producţia curentă a produsului laminat considerat, exprimată în mm ;

A — toleranţa sau cîmpul abaterilor admise din standardul produsului laminat considerat, exprimată în mm.

Este evident că trecerea la laminarea în domeniul abaterilor negative devine posibilă numai dacă valoarea acestui raport este sub 0,5. Realizarea unei asemenea valori nu este posibilă decît printr-o bună stăpînire a factorilor care determină mărimea numărătorului a şi depind, pe de o parte, de felul şi starea instalaţiilor, utilajelor, sculelor şi aparatelor de măsură, pe de altă parte, de pregătirea personalului de deservire, măsurare şi control. Schimbul de experienţă dintre uzine devine cu adevărat util dacă se axează pe împărtăşirea măsurilor practice experimentate, care au dus la îmbunătăţirea factorilor menţionaţi.

În literatura de specialitate s-a introdus un indicator numit coeficient de stabilitate, care în funcţie de raportul R se poate exprima prin relaţia :

$$S = 1 - R \qquad (2)$$

După valoarea acestui coeficient, condiţiile de laminare sînt calificate convenţional în felul următor :

— bune, pentru valorile $S \geqslant 0,85$ şi $R \leqslant 0,15$;

— normale, pentru intervalele $S = 0,60 - 0,84$ şi $R = 0,40 - 0,16$;

— slabe, pentru intervalele $S = 0,35 - 0,59$ şi $R = 0,65 - 0,41$;

— rele, pentru valorile $S \leqslant 0,34$ şi $R \geqslant 0,64$.

Conform acestei clasificări şi cu cele arătate mai sus, laminarea curentă în domeniul abaterilor negative se poate aplica numai la laminoarele în care condiţiile de stabilitate la laminare sînt normale şi bune, adică unde

$$S \geqslant 0,60 \text{ şi } R \leqslant 0,40 \qquad (3)$$

Din cele prezentate se desprinde în mod clar concluzia importantă că laminoriştii trebuie să verifice regulat şi să tindă la îmbunătăţirea continuă a stabilităţii condiţiilor de laminare.

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Metode moderne de determinare a carbonului din fonte şi oţeluri

Chim. N. CHINDLER
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.11 : 543.062 : 669.784

Începînd cu anul 1913, în laboratoarele specializate în analiza fontelor şi oţelurilor din întreaga lume, se aplică metoda gaz volumetrică de determinare a carbonului din fonte, oţeluri şi feroaliaje, propusă de J. Wirtz [1].

Perfecţionat necontenit din punct de vedere constructiv, aparatul utilizat, devenit clasic, se fabrică în variante pentru determinarea conţinuturilor mari de carbon (fonte şi feroaliaje), a conţinuturilor medii, precum şi pentru determinarea cu suficientă precizie a conţinuturilor de carbon sub 0,1%, utilizînd microbiurete.

Consumul de timp pentru executarea unei analize fiind de 4–5 min, metoda s-a aplicat foarte mult timp şi se aplică încă drept metodă rapidă pentru controlul producţiei în timpul elaborării oţelului Martin şi electric.

Dintre metodele utilizate în trecut şi folosite încă de unele laboratoare se menţionează : metoda oxidării umede a carbonului după Särnström şi Corleis [2] ; metoda combustiei în curent de oxigen, urmată de determinarea gravimetrică a bioxidului de carbon [3] ; metoda combustiei în curent de oxigen, urmată de determinarea volumetrică a bioxidului de carbon [4], [5] ; metoda carbometrică, descrisă pe scurt în cele ce urmează, care oferă avantajul unei durate de execuţie scurte (circa 2 min), necesară în special la oţelăriile dotate cu convertizoare.

Încercarea carbometrică este bazată pe acţiunea unui cîmp magnetic variabil asupra unei piese din oţel. Intensităţilor H şi H_1 ale acestui cîmp (fig. 1) îi corespund valori ale inducţiei magnetice care ia naştere în oţel ; dacă se va modifica intensitatea cîmpului între valorile H şi H_1 de n ori (n fiind un număr constant), inducţia va avea valori constante B_{n-1} şi B_n.

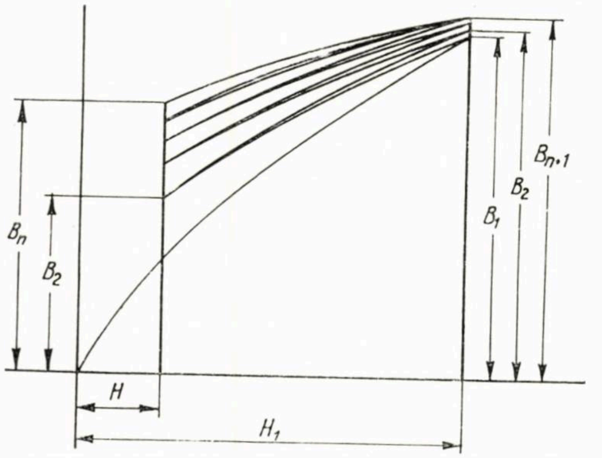


Fig. 1. Variaţia inducţiei magnetice, în funcţie de intensitatea cîmpului, care ia naştere în oţel în cazul încercării carbometrice.

Ca urmare, introducînd piesa de oţel într-o bobină, dacă intensitatea cîmpului va descreşte de la valoarea sa cea mai mare H_1 pînă la cea mai mică H, în bobină va lua naştere un curent de inducţie. Valoarea acestui curent va fi determinată de diferenţa dintre inducţiile magnetice B_{n-1} şi B_n. Această diferenţă fiind în funcţie de conţinutul în carbon al oţelului, măsurarea curentului electric indus va permite evaluarea conţinutului în carbon.

Pentru fiecare carbometru şi pentru fiecare tip de oţel de analizat trebuie stabilită o diagramă care să indice felul în care variază curentul indus, în funcţie de conţinutul în carbon al probei.

Rezultatele furnizate de aparat sînt suficient de precise ($\pm$0,02%C) dacă se respectă cu stricteţe condiţiile de prelevare şi de pregătire a probei în vederea analizei.

Pentru determinarea carbonului într-o gamă largă de concentraţii R. F. Jones şi colaboratorii [6] descriu o metodă simplă şi rapidă, care se bazează pe titrarea, în mediu neapos cu hidroxid de tetra -*n*- butilamoniu, a bioxidului de carbon rezultat din combustia probei într-un curent de oxigen. Bioxidul de carbon se absoarbe într-o soluţie de formdimetilamidă. Durata analizei este de 3–4 min. Aparatura este relativ simplă şi poate fi confecţionată cu resurse proprii în laboratoarele care dispun de un sticlar priceput. Rezultatele sînt precise şi reproductibile în intervalul 0,01–0,25%C ; prin modificarea concentraţiei reactivului şi prin micşorarea cantităţii cîntărite, domeniul de utilizare poate fi extins pînă la 4,5%C.

În ultimul timp s-a extins foarte mult metoda culometrică de determinare a carbonului din oţeluri, metodă care oferă o înaltă precizie atît în domeniul conţinuturilor înalte şi medii, cît şi în domeniul conţinuturilor scăzute sau foarte scăzute de carbon [7].

În cazul aplicării acestei metode, proba se arde într-un cuptor tubular încălzit cu rezistenţe sau prin curent de înaltă frecvenţă şi gazul, după îndepărtarea oxizilor sulfului, este trecut printr-o soluţie alcalină de perclorat de bariu. Bioxidul de carbon transformîndu-se în acid carbonic, o cantitate corespunzătoare de ioni oxidril este neutralizată, modificîndu-se astfel *p*H-ul soluţiei. Prin electroliza soluţiei de perclorat de bariu cu ajutorul unui catod de platină, se formează o nouă cantitate de ioni oxidril, pînă în momentul cînd se atinge din nou *p*H-ul iniţial. Cantitatea de curent necesară pentru producerea ionilor oxidril, care neutralizează acidul carbonic format, este proporţională cu cantitatea de carbon prezentă în proba de oţel (Legea lui Faraday). Titrarea electrolitică decurge în mod automat, rezultatul fiind indicat sau înregistrat de aparat direct în procente, cu o precizie de $\pm$0,0001%C. Schema de principiu a aparatului se redă în figura 2.

Deoarece aparatul îmbină o înaltă precizie cu un timp de execuţie relativ scăzut (4 min), el tinde să înlocuiască aparatul clasic de determinare a carbonului în laboratoarele moderne.

Laboratoarele combinatelor siderurgice de la Hunedoara şi Galaţi şi cel al Uzinei de construcţii de maşini-Reşiţa sînt dotate cu astfel de aparate, iar alte laboratoare sînt în curs de dotare.

Determinarea conductometrică a conținutului de carbon [8] s-a răspîndit mai puțin, precizia realizată fiind inferioară celei obținute prin metoda culometrică, la un timp de determinare sensibil egal și la un preț de cost al aparatului asemănător.

O variantă a acestei metode este descrisă de Ujvary și colaboratorii săi [9].

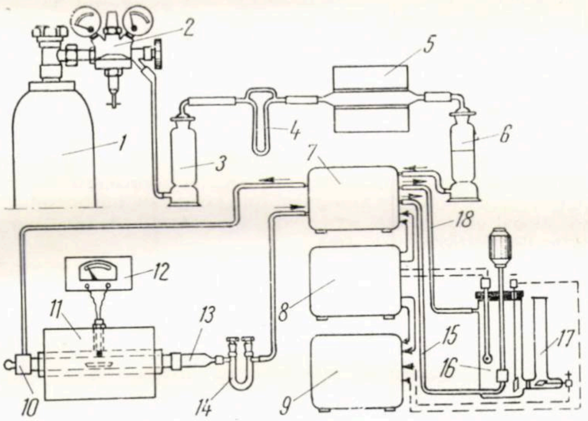


Fig. 2. Schema de principiul a aparatului utilizat la aplicarea metodei culometrice :

1 – butelie de oțel cu oxigen (minimum 99%); *2* – ventil de reducere; *3* – turn cu perclorat de magneziu; *4* – reometru; *5* – cuptor tubular cu azbest platinat; *6* – turn cu azbest sodat și perclorat de magneziu; *7* – dispozitiv de reglare a gazului; *8* – aparat de măsurare a pH-ului; *9* – dispozitivul de titrare culometrică; *10* – îmbinarea tubului de combustie; *11* – cuptor de combustie încălzit cu bare de silită; *12* – milivoltmetru indicator de temperatură; *13* – filtru cu vată de sticlă; *14* – recipient de absorbție cu perhidrat; *15* – tub de aducție pentru gazele de ardere; *16* – recipient de absorbție cu soluție I de perclorat de bariu; *17* – recipient cu soluție II de perclorat de bariu și carbonat de bariu; *18* – tub de aducție pentru oxigen pur.

Extinderea producției de oțeluri cu conținut de carbon foarte scăzut, pe de o parte, și creșterea necontenită a ponderii oțelului produs în convertizoare cu insuflare de oxigen, pe de altă parte, au generat două direcții în cercetările efectuate pentru perfecționarea metodelor de dozare a carbonului din oțeluri : unele îndreptate înspre mărirea preciziei în domeniul concentrațiilor sub 0,1%C, altele, înspre accelerarea la maximum a procesului analitic.

Dintre metodele puse la punct în ultimul timp (1962–1968 sem. I) pentru determinarea conținuturilor de carbon sub 0,1% se vor reda mai jos cele mai importante.

O caracteristică comună tuturor acestor metode este combustia prealabilă a probei în curent de oxigen, ele deosebindu-se prin agentul de captare a bioxidului de carbon format și prin modul de finalizare a rezultatelor.

Astfel, Blom și colaboratorii [9] propun absorbirea bioxidului de carbon format în urma combustiei probei de oțel în curent de oxigen în piridină, după care titrează produsul format cu metanolat de sodiu.

Pentru determinarea conținuturilor de carbon foarte mici (sub 0,05%) Kanakata [9] utilizează drept fondant, pentru înlesnirea combustiei, plumbul. Bioxidul de carbon este trecut printr-o soluție de hidroxid de bariu, excesul acesteia fiind titrat cu o soluție de complexonat de magneziu. Tot absorbția în soluție de hidroxid de bariu (0,003 n) o recomandă Fujischima [9], finalizînd determinarea prin retitrarea excesului de hidroxid de bariu cu acid clorhidric 0,008 u. Tot pentru determinarea conținuturilor mici de carbon Mukaewaki [9] indică o metodă fotometrică cu galben de alizarină. După trecerea bioxidului de carbon printr-o soluție 0,01 *n* de hidroxid de sodiu se măsoară schimbarea de culoare a indicatorului. Avînd în vedere dependența de temperatură a intensității culorii, este necesară trasarea mai multor curbe de etalonare care urmează să fie utilizate în funcție de temperatura din laborator.

Fujischima [9] mai indică și o metodă rapidă de determinare a urmelor de carbon, utilizînd un electrod – condensator de înaltă frecvență.

Numeroși autori [9] descriu metode de determinare a carbonului din oțeluri prin cromatografie în fază gazoasă, după combustia oțelului în cuptor de înaltă frecvență. Metodele se deosebesc între ele în privința gazelor utilizate drept eluant și a umpluturilor cromatografice.

Tipler [9] redă construcția unui analizor automat pe principiul analizei de gaze în infraroșu, pentru oțeluri avînd sub 0,01%C. Carbonul este trecut în bioxid de carbon prin combustia oțelului în curent de oxigen, într-un cuptor de înaltă frecvență, produsele arderii sînt împinse, cu ajutorul oxigenului, într-un recipient pentru gaze de volum cunoscut, iar de acolo, într-un analizor de gaze cu raze infraroșii.

O variantă a acestei metode este descrisă de G. White și P. H. Sholes [10]. Execuția este foarte simplă și rapidă (40–75 s, în funcție de conținutul de carbon). Proba sub formă de așchii se arde la 1 400°C, în cuptor tubular obișnuit sau de înaltă frecvență, în curent continuu de oxigen (950 ml/min), bioxidul de carbon format se trece printr-o celulă de măsurare special construită pentru viteze mari de scurgere, funcționînd pe baza spectrometriei în infraroșu. Rezultatul este înregistrat direct în procente prin intermediul unui integrator.

Firma LECO (Laboratory Equipment Corporation St. Joseph, Michigan, U. S. A.) prezintă mai multe variante ale unor analizoare de carbon, robuste, de mare precizie și cu furnizarea rapidă a rezultatelor.

Proba este arsă într-un cuptor de înaltă frecvență, bioxidul de carbon format fiind măsurat pe baza modificării conductibilității termice a amestecului $CO_2—O_2$. Conținutul de carbon este indicat direct în procente, de aparat, prin intermediul unui voltmetru digital. Durata unei analize este de 70–150 s.

Proba pentru analiză poate fi sub orice formă (pudră, așchii, bastonașe) și se arde la o temperatură de 1 650°C.

În cazul probelor sub formă de bastonașe, durata analizei în care se include prelevarea probei, transportul și analiza propriu-zisă, nu depășește 3 min. Cîntărirea probei se exclude prin faptul că o mașină specială taie o bucată de exact 1 g, dintr-un baston obținut prin aspirația oțelului într-un tub perfect calibrat.

Reducerea timpului de analiză sub 1 min, pretenție justificată a oțelăriilor dotate cu convertizoare, a fost rezolvată cu ajutorul metodelor termice de analiză [11], [12]. Aparatul produs de firma Leeds și Northrup întrunește simplitatea și rapiditatea carbometrului, cu precizia analizoarelor automate cu topire în cuptoare încălzite, cu ajutorul curenților de înaltă frecvență. Schema aparatului este redată în figura 3.

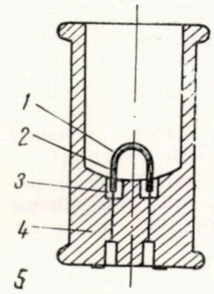


Fig. 3. Schema aparatului fabricat de firma Leeds și Northrup :

1 – țeavă de cuarț; *2* – termocuplu Pt/Pt–Rh; *3* – masă de etanșare; *4* – masă ceramică; *5* – cablu de compensare.

Principiul determinării este următorul : în timpul răcirii oțelului alura curbei de temperatură (fig. 4) în funcție de timp prezintă o inflexiune la începutul solidificării (temperatura liquidus). Punctul de inflexiune poate să prezinte forme diferite, care depind de viteza de răcire și de inerția aparatului de măsură.

Oțelul lichid prelevat din cuptor, calmat în prealabil, se toarnă în creuzetul ceramic prevăzut cu termoelement (fig. 3). Un aparat înregistrator cuplat de termoelementul Pt/Pt-Rh trasează curba de răcire în funcție de timp.

Pentru o citire cît mai exactă a temperaturii, domeniul de măsurare este reglat între 1 450 și 1 550°C. Citirea temperaturii începutului de solidificare se face în interval de 10—20 s de la prelevarea probei, conversiunea în %C făcîndu-se cu ajutorul unor tabele.

Avînd în vedere că, în afara conținutului de carbon și alte elemente prezente în oțel coboară temperatura de solidificare a acestuia, s-au întocmit tabelele corectate, care țin seamă și de cantitățile de Mn, S și P prezente. Exactitatea determinării este însă suficientă pentru probe rapide, chiar dacă nu se aplică corecțiile pentru elementele menționate.

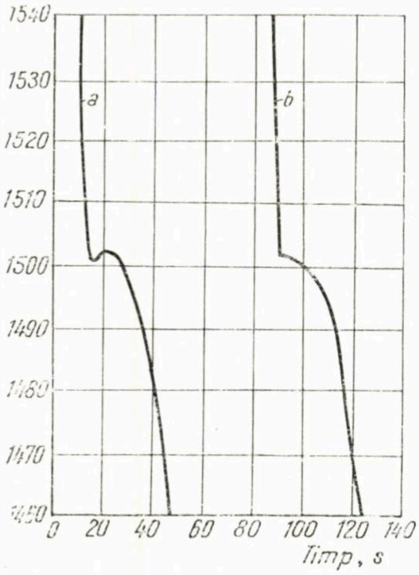


Fig. 4. Variația temperaturii în funcție de timp:
a — răcire bruscă; *b* — răcire lentă.

Pentru a obține rezultate corecte este absolut necesară o supraîncălzire a oțelului, de 40—150°C peste temperatura liquidus, pentru a evita o solidificare incipientă chiar în lingura de turnare. S-a încercat, de asemenea, cu bune rezultate, luarea probei prin imersia cochilei de probe în baia de metal topit.

Se remarcă faptul că oțelăriile moderne sînt deservite în măsură din ce în ce mai însemnată de aparate spectrometrice automate cu citire directă a rezultatelor (cuantovac, polivac etc.), care în timp de 3—4 min furnizează analiza completă a probei de oțel trimise pentru analiză, inclusiv carbonul. Se consideră însă că pentru o oțelărie dotată cu convertizoare este indicată achiziționarea unui aparat pentru analiza ultrarapidă a carbonului, de tipul descris mai sus.

Pentru determinarea carbonului și sulfului dintr-o singură cîntărire, aparatele Holthaus-Seuthé, produse de fabrica Ströhlein-Ilmenau (R. D. G.), în general nu au dat satisfacție. Majoritatea uzinelor au modificat aparatul în sensul separării părții destinate determinării carbonului de cea pentru determinarea sulfului, pentru fiecare element executîndu-se cîte o cîntărire și o combustie.

H. N. Ray și S. Banerjee [13] folosesc drept catalizator pentru amorsarea arderii, la determinarea simultană a carbonului și sulfului din fontă, oțel, feroaliaje și zgure, pentoxidul de vanadiu. În acest fel temperatura de ardere de 1 100—1 250°C, necesară pentru combustia totală a carbonului, și de 1 425—1 550°C, necesară pentru determinarea sulfului, poate fi redusă la 1 050—1 100°C. Determinarea se face în mod obișnuit într-un aparat Ströhlein, combinat pentru carbon — sulf, sulful determinîndu-se după metoda iodură-iodat. Pentru 1 g așchii se folosesc 1—2 g pentoxid de vanadiu, din care jumătate se presară pe fundul nacelei, iar restul, peste probă.

W. I. Sîci și N. A. Mirosnicenko [12] determină rapid sulful și carbonul din aceeași probă, cu ajutorul unei instalații relativ simple, de construcție proprie. Sulful se determină prin titrare cu hidroxid de sodiu, după oxidarea bioxidului de sulf cu apă oxigenată, iar carbonul, într-o celulă de titrare potențiometrică, prin care barbotează amestecul de oxigen și bioxid de carbon eliberat de oxizii de sulf. Soluția absorbantă pentru bioxidul de carbon este compusă din clorură de bariu (soluție 1%), alcool etilic și apă oxigenată, agentul de titrare fiind o soluție de hidroxid de bariu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wirtz J. *Aparat zur volumetrischen Schnellbestimmung des Kohlenstoffs in Roheisen, Flusseisen und Ferrolegierungen.* Stahl und Eisen, nr. 33, 1913, p. 449—450.
[2] Corleis E. *Über Versuche betr. Kohlenstoffbestimmungen nach der Chromschwefellsäuremethode.* Stahl und Eisen nr. 14, 1894, p. 582—585.
[3] Dîmov A. M. *Analiza tehnică a minereurilor și metalelor.* București, Editura tehnică, 1952. p. 268—273.
[4] * * * STAS 1457—60. *Oțeluri și fonte. Determinarea conținutului de carbon total.*
[5] Chindler N. și Bența M. *Analiza rapidă a fontelor și oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1968, p. 27—31.
[6] Jones R. F. și colab. *O metodă titrimetrică simplă și rapidă pentru determinarea carbonului în fonte și oțeluri.* The Analyst, nr. 90, 1965, p. 623—629, tradus integral în Laboratorul de uzină nr. 6, 1966, p. 322—329.
[7] * * * *Handbuch für das Eisenhüttenlaboratorium.* Vol. 2, ed. II, Düsseldorf, Stahleisen, 1966, p. 17—19.
[8] * * * Ibidem p. 20—23.
[9] * * * *Beitrage zur Eisenhüttenchemie. Untersuchung von Stählen.* Stahl und Eisen, nr. 86, 1966, p. 985—987.
[10] White G. și Sholes P. H. Analyst 91, 1966, p. 482—489.
[11] Bardenheuer F. și Hagen K. *Schnellbestimmung des Kohlenstoffs im Stahl mit Hilfe der thermischen Analyse.* Z. Anal. Chem., 1966, vol. 232, p. 239.
[12] Kelzer E. A., Kirker W. L. și Williams E. B. *Rapid carbon Analysis.* Journal of Metals 19, 1967, nr. 6, p. 50—56.
[13] Ray H. N. și Bamerjee S. *Analytical Chemistry,* 38, 1966, p. 777—778.
[14] Sîci V. I. și Mirosnicenko Na. *Determinarea în aceeași probă a sulfului și carbonului aflate în oțelurile carbon și bogat aliate.* Laboratorul de uzină, nr. 8, 1967, p. 415—416. Traducere din Zav. Lab. nr. 1, 1967, p. 31.

Consideraţii privind influenţa vitezei de deformaţie asupra unor parametri ai deformaţiei plastice

Dr. docent prof. I. G. ASTAHOV şi ing. E. CAZIMIROVICI
Institutul pentru oţeluri şi aliaje – Moscova
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 539.374

Tendinţa mereu crescîndă a măririi productivităţii muncii a dus permanent la ridicarea vitezelor utilajelor de deformare plastică prin presiune şi la mărirea gradelor de reducere, implicit a vitezelor de deformaţie a proceselor de deformare plastică.

Prin viteză de deformaţie se înţelege variaţia gradului de deformare $d\varepsilon$ în unitatea de timp dt şi se exprimă prin relaţia generală :

$$u = \frac{d\,\varepsilon}{dt}, \ s^{-1} \tag{1}$$

sau prin relaţia lui Ţelicov pentru cazul laminării [1] :

$$u = \frac{v_1\,(H - h)}{l \cdot H}, \ s^{-1}, \tag{2}$$

unde :

v_1 reprezintă viteza laminatului la ieşirea dintre cilindri ;
H şi h — grosimea laminatului înainte şi după trecere ;
l — lungimea focarului de deformaţie.

Dintre parametrii care depind de variaţia vitezei de deformaţie şi care au o influenţă importantă asupra procesului de deformare plastică se pot menţiona : rezistenţa la deformare plastică şi implicit toţi parametrii energetici, coeficientul de frecare, proprietăţile fizico-mecanice ale metalului sau aliajului deformat, precum şi unii parametri specifici ai diferitelor procese de deformare plastică cum ar fi, de exemplu, alungirea şi avansul pentru cazul deformării plastice prin laminare.

Cercetarea dependenţei parametrilor proceselor de deformare plastică în funcţie de variaţia vitezei de deformaţie a început o dată cu secolul al XX-lea cînd Le Chatelier, efectuînd încercări de tracţiune a unor probe din aluminiu într-un interval de timp cuprins între 30 s şi 60 min a constatat că, crescînd timpul în care are loc întinderea respectiv scăderea vitezei de întindere, rezistenţa la rupere se micşorează cu 11,8% [2].

Pînă în prezent un număr foarte mare de cercetători, printre care Lüdvik, Maier, Ziebel şi Pomp, Kusneţov şi Svirk, Mann, Mendjoin, Sokolov şi alţii au studiat influenţa vitezei de deformaţie la diferiţi parametri ai deformaţiei plastice la cald sau la rece, pentru oţeluri sau metale şi aliaje neferoase, prin laminare sau alte procese de deformare plastică.

În majoritatea cazurilor cercetările s-au îndreptat în special asupra influenţei vitezei de deformaţie la rezistenţa la deformare prin întindere sau compresiune la rece, ajungîndu-se la aceeaşi concluzie ca şi a lui Le Chatelier : crescînd viteza de deformaţie, rezistenţa la deformare plastică se măreşte (plasticitatea scade). Excepţie face zincul care prezintă o dependenţă inversă, ca urmare a reţelei sale hexagonale.

De asemenea, după datele experimentale ale lui M. Mendjoin, scăderea rezistenţei de deformare, ca urmare a creşterii vitezei de deformaţie, apare şi la alte metale sau aliaje în afară de zinc, ca urmare a apariţiei fenomenului de îmbătrînire.

Prima încercare de prezentare în relaţie matematică a dependenţei rezistenţei la deformare plastică în funcţie de viteza de deformaţie a fost făcută în 1933 de către Brinkman şi Doitler [2] care pentru cupru şi oţel au recomandat următoarea relaţie :

$$\sigma = \sigma_0 + A_1 \cdot \lg \frac{v}{v_0}, \tag{3}$$

unde :

σ şi σ_0 sînt tensiunile corespunzătoare vitezelor de deformaţie v şi v_0
A_1 — constantă

Ulterior relaţia (3) a fost verificată şi confirmată de alţi cercetători şi pentru alte metale şi aliaje.

O altă concluzie interesantă a primelor experimentări ale efectului de viteză asupra rezistenţei la deformare prin întindere şi compresiune este şi variaţia coeficientului de viteză ($\sigma : \sigma_0$) în funcţie de temperatura de topire a metalului şi de gradul de deformare aplicat. Astfel, cu cît metalele sînt mai greu fuzibile, cu atît influenţa vitezei de deformaţie este mai mică decît la metalele uşor fuzibile (fig. 1). Legat de aceasta, la aliaje influenţa vitezei de deformaţie este mai mică decît la metalele pure, micşorîndu-se cu atît mai mult, cu cît creşte suma elementelor de aliere. Aceste fenomene se referă în special la variaţia limitei de rezistenţă şi mai puţin la variaţia limitei de curgere.

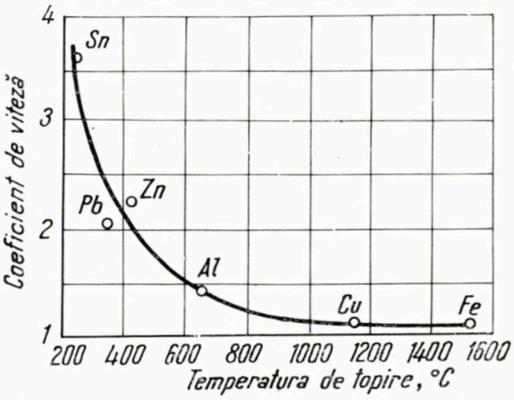


Fig. 1. Dependenţa coeficientului de viteză de temperatura de topire a metalelor.

Gradul de deformare influenţează de asemenea, în mod diferit, dependenţa rezistenţei la deformare de viteza de deformaţie în cazul metalelor greu sau uşor fuzibile.

Astfel la metalele ușor fuzibile cu cît este mai mare gradul de deformare, cu atît influența vitezei de deformație este mai intensă; la metalele greu fuzibile influența vitezei la rezistența la deformare este intensă numai la începutul diagramei σ (v).

Din ultimele lucrări, care studiază influența vitezei la parametrii deformației plastice, prezintă o deosebită importanță lucrarea lui I. M. Pavlov despre dependența coeficientului de frecare de viteză și presiune, cercetate la o instalație specială de modelare a condițiilor de lucru, ale laminării la rece cu viteze și presiuni ridicate [3].

Din examinarea datelor experimentale rezultă că, în condițiile prelucrării metalelor și aliajelor prin presiune, folosindu-se unsori tehnologice, coeficientul de frecare se micșorează continuu cu creșterea vitezei. Din caracterul dependenței coeficientului de frecare atît de viteza relativă de alunecare între metalul deformat și instrumentul de deformare, cît și de presiunea specifică, se observă că aceeași unsoare tehnologică este cu atît mai activă, cu cît sînt mai mari viteza și presiunea specifică.

Dintre cercetările care au scos în evidență influența vitezei de deformație la rezistența la deformare prin deformare plastică la cald, se pot menționa cele efectuate de M. A. și N. A. Bolșanun, L. D. Sokolov, E. Ziebel, E. Eisbein și G. Zaks ș. a. Din rezultatele acestor cercetări, efectuate prin întinderea sau comprimarea oțelurilor sau a metalelor neferoase în intervale largi de temperatură și de viteză de deformație, se pot obține următoarele concluzii:

— la toate metalele sau aliajele cercetate, variația rezistenței la deformare în funcție de viteza de deformație este mai puternică, iar coeficientul de viteză al dependenței se mărește cu cît crește temperatura la care are loc deformarea plastică. Această concluzie în unele lucrări a fost prezentată și în relații matematice ca, de exemplu, în lucrarea lui Vitman și Stepanov [3] care dau următoarea formulă logaritmică:

$$\lg \frac{\sigma_c}{\sigma_{c0}} = n \cdot \lg \frac{v}{v_0},$$

unde:

σ_c și σ_{c0} sînt limitele de curgere ale metalului deformat, corespunzătoare vitezelor de deformație v și v_0; n — coeficient care depinde de raportul θ dintre temperatura de deformație și temperatura de topire a metalului sau aliajului deformat și de gradul de deformare aplicat. Această formulă dă rezultate bune și comparabile cu datele experimentale atît la temperaturi joase, cît și la temperaturi înalte pentru metale sau aliaje greu și ușor fuzibile;

— cu creșterea gradului de deformare dependența σ *(v)* la valori ridicate ale raportului θ se intensifică cu atît mai mult, cu cît este mai înaltă temperatura metalului sau a aliajului deformat. La valori medii sau scăzute ale raportului θ creșterea gradului de deformare nu influențează dependența σ *(v)* sau duce la slăbirea acesteia în mică măsură;

— elementele de aliere, în cazul valorilor ridicate ale raportului θ, intensifică dependența σ (*v*), iar în cazul valorilor scăzute ale raportului θ, acestea duc la slăbirea dependenței σ (*v*).

Primele experimentări în care s-a cercetat influența vitezei de deformație la procesele de laminare datează din 1930 și se datorează lui Ziebel și Fongmeier [2]. Ei au cercetat influența variației vitezei de deformație (într-un interval cuprins între 1 și 16 s^{-1}) la rezistența de deformare a oțelului cu 0,8 % C, laminat într-un interval cuprins între 700 și 900°C, și au constatat că rezistența la deformare crește cu creșterea vitezei, de peste patru ori.

După acest experiment în multe lucrări s-a precizat că unul și același metal sau aliaj laminat la aceeași temperatură a prezentat diferite rezistențe la deformare în funcție de viteza de deformație aplicată. Acest efect de viteză este rezultatul interferenței vitezelor a două procese ce au loc în laminat în timpul deformării plastice și care determină rezistența la deformare. Aceste procese sînt deformația elastică și plastică sau durificarea și dedurificarea metalului sau aliajului deformat.

Deformația elastică sau durificarea (ecruisarea) depind de viteza deformației, iar procesele de deformație plastică sau dedurificarea (recristalizarea) depind de temperatura de deformare. De aceea, în procesul de deformare la cald influența temperaturii și a vitezei trebuie analizate împreună.

Dacă viteza durificării depășește viteza dedurificării (la viteze ridicate de deformație), plasticitatea ~~metalului~~ sau a aliajului laminat se micșorează, iar rezistența la deformare se mărește (și invers).

I. V. Samet și M. A. Zaikov [4], cercetînd dependența rezistenței la deformare prin laminare în funcție de temperatură și viteză într-un interval al vitezelor de deformație cuprins între 10^{-4} și 10^{3} s^{-1}, au propus, pentru această dependență, următoarea relație de calcul:

$$\sigma = \iota^{n}, \tag{5}$$

unde *n* este un coeficient care depinde direct proporțional de temperatură și de gradul de deformare.

Toți parametrii de forță și energetici ai laminării sînt direct proporționali cu rezistența la deformare; rezultă că toți acești parametri (presiuni specifice, forțe de laminare, momente și puteri de laminare, consumuri de energie etc.) se măresc de asemenea cu creșterea vitezei de deformație.

Un alt parametru de seamă al procesului de laminare, care depinde de viteza de laminare sau de viteza de deformație, este și coeficientul de frecare dintre laminat și cilindrii de laminare, care după cum este cunoscut se micșorează cu creșterea vitezei de laminare (cazul laminării la cald) așa cum se observă și în diagrama din figura 2, construită după datele experimentale ale lui Tafel [5].

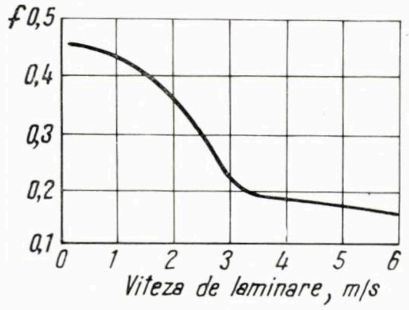


Fig. 2. Dependența coeficientului de frecare de viteza de laminare la laminarea oțelului; *t* = 1 200°C.

Variind coeficientul de frecare cu variația vitezei de deformație se ajunge implicit la variația unghiului de prindere a procesului de laminare. Astfel, după datele lui Wichert unghiul de prindere variază în funcție de viteza de laminare după o curbă hiperbolică (fig. 3), construită pe baza unei formule empirice care leagă valoarea lui *f* de cea a lui *v*, astfel [6]:

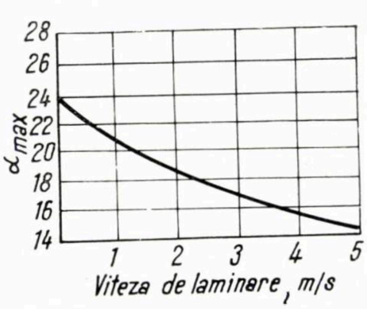


Fig. 3. Influența vitezei de laminare asupra unghiului de prindere.

$$f = c \cdot \frac{1 + 0{,}0402\ v}{1 + 0{,}216\ v}, \tag{6}$$

în care c este o constantă care depinde de natura metalului și de condițiile laminării.

O altă formulă mai completă, cu aplicabilitate pentru temperaturi $t = 900-1\,200°C$ și viteze de laminare $v \geqslant 3$ m/s, este dată de Han-Phe-Ue sub următoarea expresie [5]:

$$f = (0{,}7935 - 0{,}000356 \cdot t + 0{,}012 \sqrt[3]{H^2}) \times \times [0{,}5 - 0{,}5(0{,}348 + 0{,}00017 \cdot t) \cdot v] \quad (7)$$

în care cu H se notează înălțimea barei după laminare.

Influența vitezei de deformație asupra coeficientului de frecare, în cazul laminării la cald, se poate explica astfel [7]: cu mărirea vitezei de laminare (respectiv cu creșterea vitezei de deformație) efectul termic al deformației crește și se însumează la căldura metalului, avînd ca rezultat final creșterea temperaturii metalului în timpul laminării. Prin creșterea temperaturii laminatului are loc înmuierea oxizilor de pe laminat; aceștia încep a juca rol de unsoare tehnologică și ca urmare, coeficientul de frecare scade.

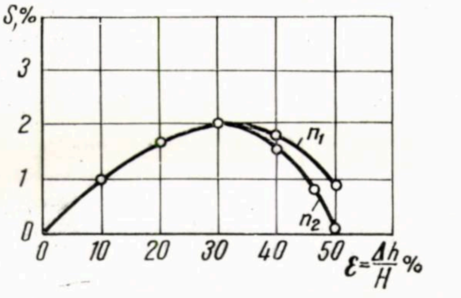


Fig. 4. Dependența avansului de turația cilindrilor ($n_1 = 10$ rot/min; $n_2 = 36$ rot/min) și reducere.

Prin micșorarea coeficientului de frecare (ca urmare a creșterii vitezei de deformație) se explică și influența vitezei asupra avansului de laminare, un alt factor important al procesului de laminare în special pentru laminoarele continue.

După cum se vede în figura 4, cu creșterea vitezei de laminare, coeficientul de frecare scăzînd, scade și avansul însă numai la reduceri mai mari de 30% [5].

BIBLIOGRAFIE

[1] Țelikov A. I. *Teoria calculului forțelor de laminare.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[2] Sokolov L. D. *Rezistența metalelor la deformarea plastică.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[3] Pavlov I. M. și Belosevici V. K. *Probleme ale deformației plastice a metalelor.* Culegere de articole ale Institutului de metalurgie A. A. Baikov, vol. 9, 1961, p. 139–145.

[4] Sameț I. V. și Zaikov M. A. *Ciornaia metallurghia,* nr. 5, 1958, p. 45.

[5] Smirnov V. S. *Teoria laminării.* Moscova, Metalurghia, 1967.

[6] Adrian M., Florea N. și Fischgold R. *Laminarea oțelului.* București, Editura tehnică, 1960.

[7] Gromov N. P. *Teoria prelucrării metalelor prin presiune.* Moscova, Metallurghia, 1967.

Metode pentru determinarea lungimii arcului de contact la laminarea la rece

Ing. Gh. M. POPESCU
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 622.785: 669.784: 669.046.564

În general laminarea la rece este influențată de o serie de factori, mai mult sau mai puțin materializați prin formule teoretice și, totodată, destul de dificil de urmărit pe cale experimentală. Astfel sînt : unghiul de prindere ; tracțiunea în bandă ; variația rezistenței la deformare a materialului supus laminării (funcție de gradul de ecruisare etc.) ; variația coeficientului de frecare între cilindri și laminat ; deformarea elastică a cilindrilor și respectiv a laminatului ; lungimea arcului de contact ; viteza de laminare ; presiunea specifică și variația ei de-a lungul arcului de contact și altele.

O consecință directă a cunoașterii acestor factori și implicit stăpînirea posibilității de influențare a lor constă, pe de o parte, în îmbunătățirea construcției laminoarelor la rece, și, pe de altă parte, în stăpînirea cu o mai mare precizie a întregului proces de laminare, obținerea de productivități mari, cu un consum redus de energie, cu alte cuvinte scheme cît mai raționale de laminare.

Printre parametrii enumerați, lungimea arcului de contact și presiunea specifică dețin cele mai importante roluri în acțiunea și interacțiunea dintre toți ceilalți, condiționînd direct mărimea tracțiunilor și a forței de laminare, frecarea, viteza, mărimea cilindrilor de lucru etc. deci, implicit, schemele de laminare și construcția și acționarea laminorului pe care se vor aplica aceste scheme. O dovedește aceasta locul ocupat de lungimea arcului de contact (l_c) și de presiunea specifică (p_m) în relația pentru calculul forței de laminare :

$$P = S_c \, p_m , \tag{a}$$

în care :

$$S_c = b_m \, l_c \tag{b}$$

S-a notat cu

P — forța de laminare, kgf sau tf ;
S_c — suprafața de laminare, mm² ;
p_m — presiunea specifică medie, kgf/mm² ;
b_m — lățimea medie a laminatului, mm ;
l_c — lungimea arcului de contact, mm.

Stabilirea reală a lungimii arcului de contact a preocupat pe mulți teoreticieni și cercetători din domeniul deformării plastice la rece și mai constituie și în prezent o problemă viu discutată. În cele ce urmează se vor expune, pe scurt, rezultatele astfel obținute, precum și recomandările care se impun pentru aplicarea lor în calculele schemelor și ale programelor de laminare .

Metode și formule de calcul

În figura 1 se definesc : unghiul de prindere α și lungimea arcului de contact l_c, pe baza relațiilor geometrice dintre cilindrii de lucru și laminat. S-au considerat cilindrii de lucru egali, $D_1 = D_2$, și nu s-a luat în considerare deformarea elastică a cilindrilor și, respectiv, a laminatului, în care caz mărimea geometrică a lungimii arcului de contact se exprimă prin :

$$l_c = \sqrt{R \, \Delta h - \frac{\Delta h^2}{4}} \simeq \sqrt{R \, \Delta h}, \text{ mm}, \tag{1}$$

în care : R este raza cilindrilor de lucru, mm ;

$$\Delta h = h_0 - h_1 = \text{reducerea absolută, mm.}$$

Influența deformării elastice a cilindrilor și respectiv a laminatului este însă importantă, putînd duce la o majorare a lungimii arcului de contact de 10—100 % .

Principalele formule de calcul care țin seamă de aceste deformații poartă numele celor ce le-au stabilit și sînt următoarele :

Formula lui HERTZ

$$l_c' = \frac{p_m \, R}{9\,500} + \sqrt{R\Delta h + \left(\frac{p_m \, R}{9\,500}\right)^2}, \text{ mm}, \tag{2}$$

în care :

l_c' este lungimea reală a arcului de contact, mm ;
p_m — presiunea specifică medie, kgf/mm²

sau :

$$l_c' = 2{,}15 \sqrt{\frac{fR}{E}}, \text{ mm}, \tag{3}$$

în care :

E este modulul de elasticitate al cilindrilor, kgf//mm² ;
f — forța specifică de separare (forța specifică de laminare pe unitatea de lățime a laminatului), kgf/mm.

Formula lui HITCHCOCK — simplificată

$$l_c' = \sqrt{R \, (\Delta h + 2 \, C p_m \sqrt{R \, \Delta h})}, \text{ mm}, \tag{4}$$

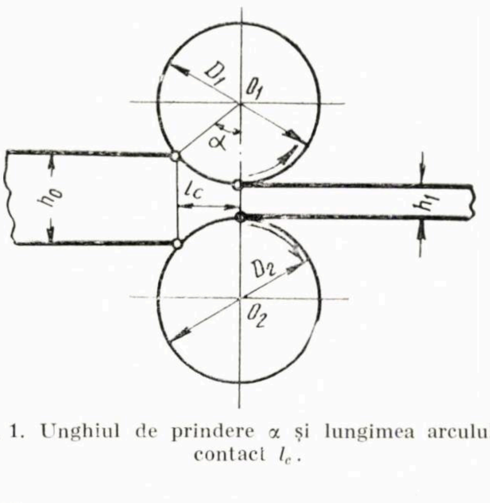


Fig. 1. Unghiul de prindere α și lungimea arcului de contact l_c.

în care :

C, în funcție de natura cilindrilor are valoarea :

1,08 · 10⁻⁴ mm²/kgf, pentru cilindri de oțel ;
2,27 · 10⁻⁴ mm²/kgf, pentru cilindri de fontă

sau :

$$l_c' = X_0 + \sqrt{R\Delta h + X_0^2}, \text{ mm} \tag{4'}$$

în care :

$$X_0 = \frac{R}{93\,160}\, p_m, \text{ mm}$$

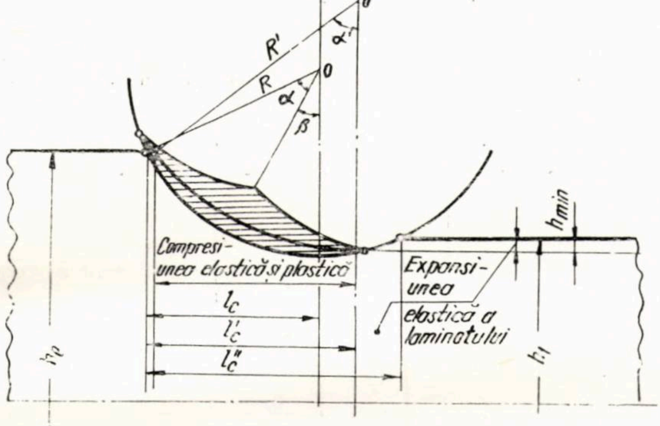


Fig. 2. Determinarea lungimii reale a arcului de contact. Formula Hitchcock :
l_c — lungimea arcului de contact după relația geometrică $l_c \simeq \sqrt{R\Delta h}$; l_c' — lungimea arcului de contact cu deformarea elastică a cilindrilor ; l_c'' — lungimea arcului de contact cu deformarea elastică a cilindrilor și expansiunea elastică a laminatului.

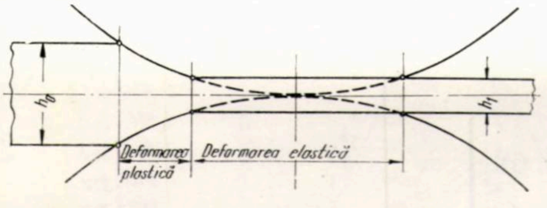


Fig. 3. Deformarea plastică și elastică la benzile foarte subțiri (raportul $D : h$ foarte mare).

sau :

$$l_c' = \sqrt{R\left(r\,h_0 + \frac{f}{c}\right)}, \text{ mm,} \tag{5}$$

în care :

r este reducerea, % ;
c — constanta elastică a cilindrilor $\simeq$ 4 550 kgf/mm²;
h_0 — grosimea benzii la intrare, mm.

Formula lui HITCHCOCK, după principiile de calcul ale lui VOLKHAUSEN.

Se iau în considerare deformațiile elastice, așa cum sînt prezentate în figura 2, respectiv :

$l_c' - l_c$ = deformarea elastică a cilindrilor ;
$l_c'' - l_c'$ = expansiunea elastică a laminatului.

Pornind de la relația simplificată (5), s-a obținut :

$$l_c' = \sqrt{\left(\frac{8R\,(1-\mu^2)}{\pi E}\, p_m\right)^2 + R\Delta h} + \frac{8R(1-\mu^2)}{\pi E}\, p_m, \text{ mm,} \tag{6}$$

în care :

μ este coeficientul de contracție transversală (coeficientul lui Poisson).

Pentru un raport $D:h$ mare, în cazul laminării la rece a benzilor subțiri, aplatisarea cilindrilor este foarte importantă deoarece arcul de contact nu se mai păstrează circular, iar domeniul deformării elastice depășește pe cel al deformării plastice (fig. 3).

În acest caz, formula (6) a lui Hitchcock este interpretată de Palokowschi astfel :

$$l_c' = \sqrt{\sqrt{R\,\Delta h} + \left(\frac{l_h}{2}\right)^2} + \frac{l_h}{2}, \text{ mm,} \tag{7}$$

în care

R este raza cilindrilor rigizi (fără aplatisare) ;

$$l_h = 2{,}15\sqrt{\frac{P \cdot D}{b_m E}} \simeq \text{lungimea de aplatisare.}$$

Dacă se ia $P : b_m = p$ (forța specifică de laminare), în tf/mm, și $E = 2{,}1 \cdot 10^4$ kgf/mm², valoarea $l_h = 0{,}47\sqrt{p \cdot D}$.

Pentru determinarea razei cilindrului aplatisat R' (în cazul cilindrilor de oțel), se aplică relația :

$$R' = R\left(1 + 0{,}22\,\frac{p}{\Delta h}\right), \text{ mm,} \tag{8}$$

în care :

R este raza inițială a cilindrilor de lucru, mm ;
p — forța specifică de laminare, tf/mm.

Valoarea raportului $R' : R$, în funcție de raportul $p : \Delta_h$ pentru cilindri de oțel și, respectiv, de fontă, se poate stabili și cu ajutorul diagramei din figura 4.

Formula lui ȚELIKOV

Formula lui Țelikov a fost stabilită pe baza analizei deformării elastice expusă în figura 5 atît pentru cilindri de lucru, cît și pentru metalul laminat. S-au folosit următoarele notații :

Δ_1 — expansiunea elastică a laminatului ;
Δ_2 — comprimarea elastică a cilindrilor de lucru.

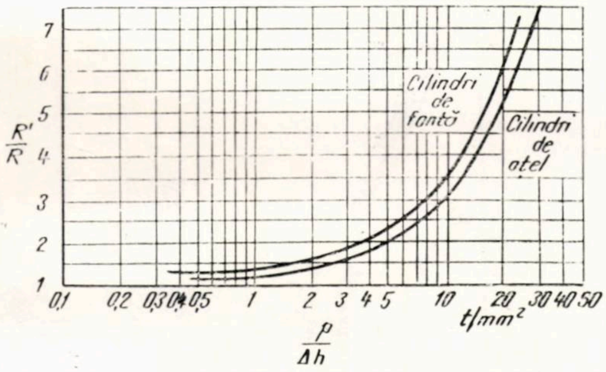


Fig. 4. Valoarea raportului $R' : R$ funcție de $p : \Delta h$ pentru cilindri de oțel și de fontă.

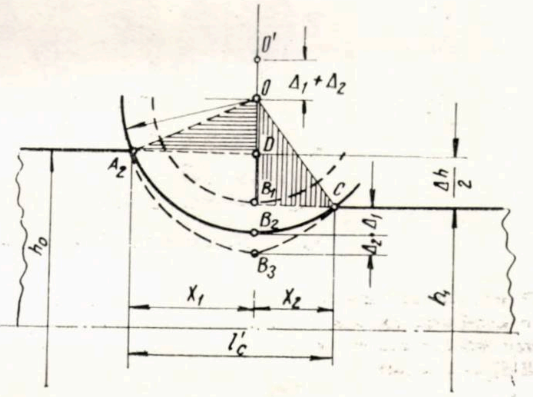


Fig. 5. Deformarea elastică a cilindrului și a laminatului — după Țelikov.

Linia reală a contactului dintre cilindri şi laminat este: $A_2\ B_2\ C$, iar proiecţia ei pe orizontală: $\overline{A_2D} + \overline{B_1C}$ (catete în cele două triunghiuri dreptunghice A_2DO şi B_1OC), rezultă:

$$l_c' = X_1 + X_2 = \sqrt{R^2 - (R - \overline{B_3D})^2} + \sqrt{R^2 - (R - \overline{B_1B_3})^2}.$$

Neglijînd valorile $\overline{B_3D}^2$ şi $\overline{B_1B_3}^2$ ca foarte mici, în comparaţie cu R rezultă:

$$l_c' \simeq \sqrt{R\,\Delta h + X^2} + X, \tag{9}$$

în care:

$$X = 2R(\Delta_1 + \Delta_2).$$

Valorile Δ_1 şi Δ_2 se pot determina pe baza teoriei elasticităţii, neglijîndu-se lipsa de simetrie la comprimarea cilindrilor, în raport cu linia centrelor acestora:

$$\Delta_1 \simeq 2g\,\frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1} \text{ şi } \Delta_2 \simeq 2g\,\frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2}, \tag{10}$$

în care q este presiunea exercitată pe unitatea de lungime a cilindrilor comprimaţi; μ_1 şi μ_2 — coeficientul de contracţie transversală Poisson, pentru laminat, respectiv pentru cilindri; E_1 şi E_2 — modulul de elasticitate al laminatului, respectiv al cilindrilor de lucru.

Exprimînd pe q în funcţie de presiunea specifică medie pe suprafaţa de contact: $q = 2p_m$, se obţine:

$$l_c' \simeq \sqrt{R\,\Delta h + 64\,p_m^2\,R^2\left(\frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2}\right)} + \\ + 8p_m\,R\left(\frac{1 - \mu_1^2}{\pi E_1} + \frac{1 - \mu_2^2}{\pi E_2}\right). \tag{11}$$

Formula (11) este cea mai completă deoarece ea ţine seamă atît de deformarea elastică a cilindrilor, cît şi de expansiunea elastică a metalului supus laminării.

Luînd: $E_2 = 2{,}2\cdot 10^4$, kgf/mm² (pentru cilindri de oţel) şi $\mu_2 = 0{,}3$ rezultă:

$$X \simeq \frac{R\cdot p_m}{9\,500}, \quad \text{mm}$$

deci:

$$l_c' \simeq \sqrt{R\left(\Delta h + \frac{R\cdot p_m^2}{9\,025\cdot 10^4}\right)} + \frac{R\cdot p_m}{9\,500}, \text{ mm.} \tag{13}$$

Formula (13) nu este alta decît cea stabilită de Hertz (2); ea este mult utilizată în calculele pentru determinarea lungimii arcului de contact şi, respectiv, pentru schemele de laminare la rece.

Formula lui ROBERTS

Se aplică în special pentru schemele de laminare la rece cu reduceri cuprinse între 20 şi 50%.

$$l_c' = \ln\left[\frac{f\left(\mu - \dfrac{T}{2\,Rf}\right)}{h_0(\sigma_c - \tau_m)(1 - r)} + 1\right]\frac{h_0\,(l - r)}{\mu - \dfrac{T}{2\,Rf}} + \\ + 1{,}075\sqrt{\frac{2R_{f0}}{E}}, \text{ in,} \tag{14}$$

în care:

f reprezintă forţa specifică de separare, lb/in (lb/in = = 0,0178 kgf/mm) şi f_0 = idem, la reducerea iniţială;

μ — coeficientul mediu de frecare (laminat-cilindri);

T — cuplul specific de laminare, ft — lb/in (echivalent cu 0,054 kgfm/cm);

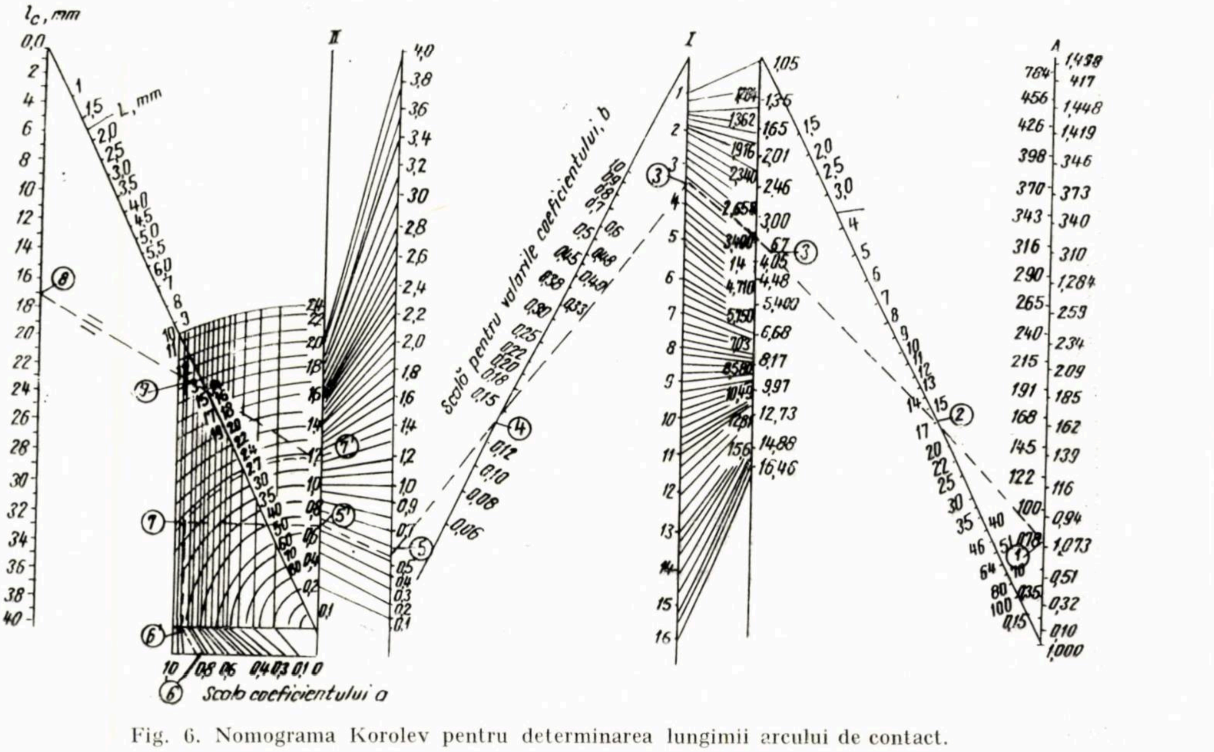


Fig. 6. Nomograma Korolev pentru determinarea lungimii arcului de contact.

O formulă mai simplă, utilizată adeseori şi dedusă din (11) prin neglijarea expansiunii elastice a laminatului (grosimea benzii este mică în raport cu diametrul cilindrilor şi considerînd $E_1 \simeq \infty$) este:

$$X \simeq \frac{8\,(1 - \mu_2^2)}{\pi E_2}\,Rp_m. \tag{12}$$

σ_c — limita de curgere la compresiune, corectată în funcţie de ecruisare, lb/in² (lb/in² = = 703·10⁻⁶, kgf/mm²);

τ_m — valoarea medie a tensiunii aplicate benzii, lb/in² (lb/in² = 703·10⁻⁶ kgf/mm²);

r — reducerea, %;

h_0 — grosimea benzii la intrare, in (in = 25,4 mm).

Formula lui TRETIAKOV

A fost stabilită pe baza măsurării concomitente a forței de laminare și a lungimii arcului de contact :

$$l_c' = \sqrt{R\,\frac{P_{exp.}}{46\,580}\cdot\frac{l}{b_m} + \Delta h}, \quad \text{mm}, \qquad (15)$$

în care :

$P_{exp.}$ este forța de laminare măsurată experimental, kgf.

Observațiile repetate efectuate de Tretiakov asupra formulei sale au arătat că lungimea efectivă a arcului de contact față de cea calculată diferă cu 12—20%.

Nomograma KOROLEV

Korolev a întocmit nomograma din figura 6, cu ajutorul căreia se determină lungimea arcului de contact prin utilizarea așa-zisei ,,metode de alegere''. Se determină în prealabil următoarele valori :

— l_c cu ajutorul formulei (1) ;
— coeficienții : a ; b și A, după relațiile :

$$a = 1 - b;\; b = n\psi\,\frac{K_0}{9\,500\,\mu}\cdot\frac{2-\varepsilon}{\varepsilon};\; A = \left(\frac{1}{1-\varepsilon}\right)^{\frac{\mu}{\Delta h}},$$

în care :

$$n_\psi = \text{coeficientul de ecruisare} = \frac{\psi_0 + \psi_1}{2} + \frac{\psi_{01}}{\varepsilon\delta};$$

$$\psi_0 = \left[l + \frac{\psi - 1}{\varepsilon(\delta - 1)}\right];$$

ψ = coeficientul pentru zona de întîrziere care ține seama de gradul de ecruisare; $\psi = \dfrac{K_1}{K_0}$;

$$\psi_1 = \left(\psi - \frac{\psi - 1}{\delta - 1}\cdot\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon}\right);$$

$$\psi_{01} = (\psi - 1)\,\frac{2\delta}{\delta^2 - 1}\left(1 + \frac{\delta + 2}{4}\,\varepsilon\right);$$

$K_0 = 1{,}15\;\sigma^0_{0,2}$ și $K_1 = 1{,}15\;\sigma^1_{0,2}$ = limitele de curgere, înainte și, respectiv, după laminare, kgf/mm² ;

$$\delta = \frac{2\mu\,l_c}{\Delta h};$$

ε = reducerea relativă $= \dfrac{\Delta h}{h}$;

μ = coeficientul mediu de frecare (laminat — cilindri).

Un exemplu, marcat pe figura 6, va explica aplicarea nomogramei Korolev. Se calculează l_c (14,56 mm) și se alege apoi pentru l_c' o valoare mai mare decît l_c, cu 10—35% (17 mm). Se calculează și se înregistrează valoarea A (punctul 1). O dreaptă unește acest punct cu valoarea aleasă pentru l_c' (punctul 2) și, în continuare, pe scala auxiliară pînă la coloana I (punctul 3). Din punctul 3 se duce o dreaptă prin valoarea b (punctul 4) pînă la următoarea scală verticală (punctul 5). Se ia apoi valoarea a (punctul 6) și se ridică pe verticală pînă se întîlnește cu orizontala din coloana II (punctele 5'—7), continuîndu-se pe curba rezultată din nou pînă la coloana II (punctele 7—7'). Din acest punct (7') se duce o dreaptă care trece prin scala înclinată la valoarea calculată inițial pentru l_c (14,56 mm — punctul 9). La extrema stîngă a diagramei se va găsi valoarea pentru l_c' (17 mm—punctul 8). Dacă valoarea astfel obținută pentru l_c' nu corespunde celei alese, întregul calcul se repetă cu o nouă valoare aleasă, după aceleași criterii.

Determinări pe cale experimentală

Din experiențele întreprinse de Korolev (2) a rezultat că laminarea la rece a benzilor subțiri din oțel cu $h_1 : R = 0{,}005 - 0{,}001$, arcul de contact se lungește datorită aplatizării elastice a cilindrilor cu 30—60% față de valoarea lui geometrică în ipoteza cilindrilor perfect rigizi. După cercetările lui Rakotian această creștere poate ajunge chiar pînă la 100%.

O metodă de cercetare și măsurare directă a lungimii reale a arcului de contact a fost recent pusă la punct la Laboratorul de cercetări al firmei United States Steel Corp., S. U.A. [5]

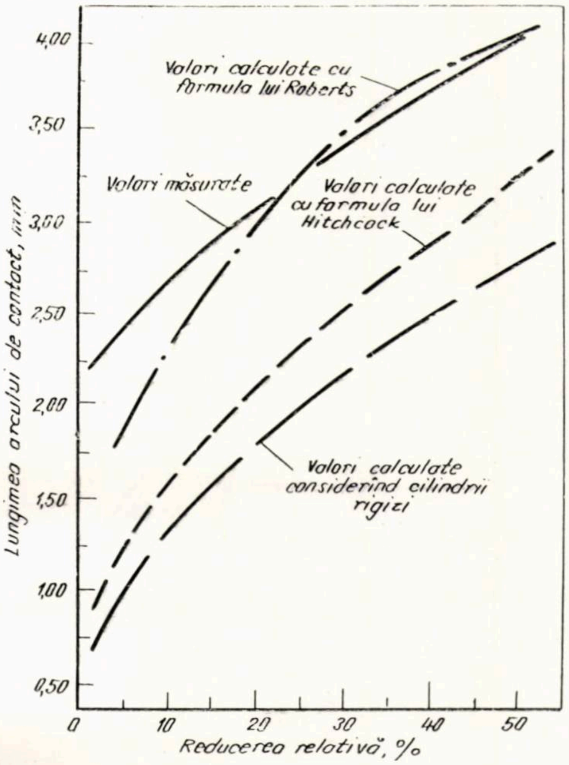


Fig. 7. Comparație între valorile arcului de contact calculate și măsurate.

și constă din analizarea fotografiilor obținute prin filmarea cu viteză mare (1 000 imagini pe secundă) a focarului de deformare plastică și elastică, în condiții speciale de pregătire a cajei și, respectiv, a aparaturii de filmare utilizate. Fotografiile astfel obținute au folosit și la determinarea poziției axei neutre, a repartizării presiunii specifice și a coeficientului de frecare în zona de contact. De asemenea, s-au urmărit influențele reciproce la menținerea constantă și succesivă a unora din parametrii de bază ai laminării la rece, în raport cu modificarea altora. Astfel, de exemplu, s-au făcut măsurări pentru lungimea arcului de contact la reduceri diferite (2% ; 5%) și la reduceri mărite în trepte de cîte 5% pînă la 50% pe trecere ; la viteze de laminare diferite (9,2 ; 30,5 ; 45,6 ; 61,0 ; 76,2 și 122,0 m/min) ; la tracțiuni diferite (între 6,3 și 21,7 kgf/mm²) și la toate combinările cu variabilitate posibilă între acești parametri.

Rezultatele obținute au fost comparate cu valorile determinate teoretic pe baza formulei lui Hitchcock (5) și a lui Roberts (14). S-au constatat unele diferențe (fig.7), parțial explicabile, mai ales față de formula lui Hitchcock, formulă care nu conține deformările elastice ale benzii la intrarea și la ieșirea ei dintre cilindrii de lucru. O diferență foarte mare se constată însă între valorile lungimii arcului de contact măsurate, în raport cu cele calculate pe baza dimensiunilor geometrice ale cilindrilor considerați perfect rigizi, ceea ce confirmă concluziile lui Korolev și Rakotian, menționate mai sus,

O altă metodă bazată, de asemenea, pe determinări experimentale, limitată însă la un anumit laminor dat și pentru anumite scheme de laminare, menită să ducă la stabilirea directă a lungimii reale a arcului de contact și totodată a presiunii specifice medii, constă în trasarea de diagrame de tipul celor arătate în figura 8. Se stabilesc astfel valorile p_m'

(presiunea specifică medie) şi ale raportului $l'_c : l_c$ în funcţie de $h_1 : D$, %.

În figura 8 sînt date două asemenea curbe pentru valoarea raportului $l'_c : l_c$ şi două pentru valoarea presiunii specifice medii (p'_m), corespunzătoare schemelor de laminare pentru benzi de 1 400—1 500 mm, cu reduceri de la 2,5 la 1,2 mm grosime, respectiv de la 3,0 la 1,5 mm grosime; benzi laminate la rece din oţel cu conţinut scăzut de carbon. Schemele s-au aplicat pe un laminor continuu cu trei caje de 1680 mm. Tracţiunea luată în considerare la trasarea acestor diagrame a avut valori cuprinse între 16 şi 21 kgf/mm² la caja 1, între 15 şi 16 kgf/mm² la caja 2 şi între 5,7 şi 8,1 kgf/mm² la caja 3.

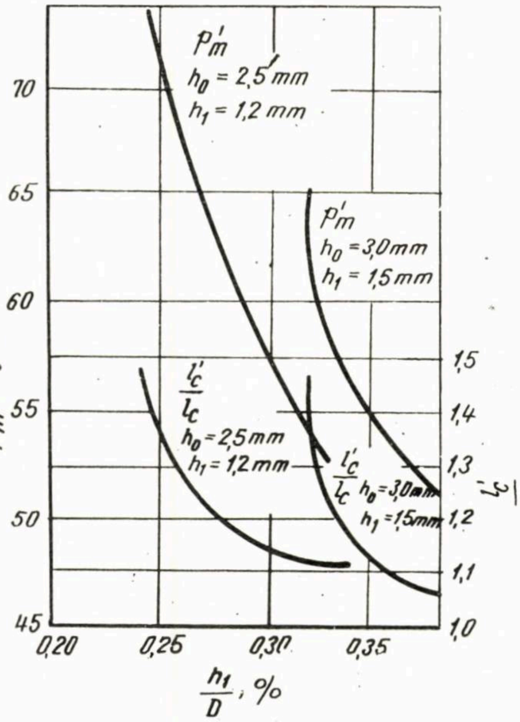


Fig. 8. Valorile raportului $l'_c : l_c$ şi a p'_m, kgf/mm² funcţie de $h_1 : D$, %, la un laminor continuu cu trei caje de 1 680 mm (benzi de 1 400 — 1 500 mm din oţel cu conţinut scăzut de carbon).

Această metodă este mult utilizată în practică, deoarece rezultatele obţinute pentru una sau mai multe scheme de laminare, aplicate la un anumit laminor dat şi cu un anumit oţel, pun în evidenţă caracteristicile constructive şi de exploatare ale laminorului studiat şi permit prin aceasta să se întocmească o varietate mare de alte scheme, cu alte reduceri, viteze de laminare, tracţiuni, mijloace de lubrifiere etc., cum şi pentru alte mărci de oţeluri, faţă de cea experimentală.

Metoda este de asemenea utilă cercetătorilor din laboratoarele uzinale unde, pe baza modelării la scară redusă, se pot stabili datele necesare tuturor schemelor de laminare solicitate de programul de fabricaţie bineînţeles cu o exploatare cît mai raţională a laminorului analizat.

Concluzii

Cunoaşterea cît mai exactă a valorii lungimii arcului de contact, la laminarea la rece, condiţionează, împreună cu alţi parametri tot atît de importanţi, proiectarea şi realizarea de agregate de laminare cu performanţe îmbunătăţite (în special ansamblul cilindri-lagăre-portlagăre-cadre şi sistemul de acţionare), precum şi întocmirea schemelor de laminare pentru o exploatare cît mai raţională a unui laminor dat.

Majoritatea cercetătorilor preocupaţi de aceste probleme au stabilit o serie de formule care permit apropierea cu o abatere mai mică sau mai mare de valoarea reală a lungimii arcului de contact. Greutatea aplicării acestor formule constă însă în faptul că ele sînt legate de cunoaşterea prealabilă fie a presiunii specifice, kgf/mm² [formulele (2), (4), (4'), (6) şi (9) — (13)], fie a forţei de laminare sau a forţei specifice de separare etc. [formulele (3), (5), (7), (8), (14) şi (15)].

La stabilirea schemelor de laminare şi respectiv la calculul forţelor şi al momentelor de laminare, se utilizează, de asemenea, mai multe metode pentru determinarea presiunii specifice medii (p'_m) ca, de exemplu: formulele lui Ţelikov (cu şi fără tracţiune); formula lui Korolev (inclusiv nomograma Korolev); formula lui Rakotian (inclusiv nomograma Rakotian); formula lui Tatarenkov; formula lui Stone (inclusiv nomograma Stone) şi altele*.

Astfel, o dată cunoscute valorile pentru p'_m sau pentru P, devin uşor aplicabile şi relaţiile pentru stabilirea lungimii arcului de contact.

O metodă mai puţin condiţionată dar care necesită un volum mare de lucru, prin tatonări etc., o prilejuieşte folosirea nomogramei Korolev (fig. 6).

Calea cea mai simplă, folosită mai ales în practica uzinală, motiv pentru care merită să i se acorde atenţia cuvenită, este aceea care se bazează pe raportul $l'_c : l_c$ şi p'_m în funcţie de $h_1 : D$, %. Metoda permite o caracterizare, aproximativ completă, a laminorului studiat, cunoaşterea performanţelor sale constructive şi funcţionale şi, prin aceasta, obţinerea tuturor datelor necesare unei exploatări raţionale sau a datelor de proiectare, în cazul reconstruirii sale, pentru obţinerea de parametri superiori.

Pentru cercetări mai aprofundate, precum şi în scopuri didactico-ştiinţifice etc., se recomandă aplicarea de la caz la caz a acelor formule care, deşi sînt mai laborioase, permit prin conţinutul lor cu privire la deformarea plastică şi expansiunea elastică a laminatului, ca şi prin analiza detaliată a aplatisării cilindrilor, o mai mare apropiere de valorile reale ale procesului complex de laminare ce are loc în focarul de deformare a unui laminor de benzi la rece.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ţelicov A. I. *Principiile teoretice ale laminării.* Bucureşti, I. D. T., 1967, p. 33—35.
[2] * * * *Producerea de laminate*, vol. I. sub redacţia lui E. S. Rakotian. Moscova, 1962, p. 80—96.
[3] * * * Eisenhütte — ed. 5, Berlin, 1961, p. 990—1007.
[4] Tretiacov A. V. *Teoria, calculul şi exploatarea laminoarelor la rece.* Moscova, Izdatelstvo-Metallurghia, 1966, p. 5—41.
[5] Kobasa D. şi Schultz R. A. *Experimental Determination of the Length of the Arc of Contact in Cold Rolling.* Iron and Steel Engineer, aprilie, 1968, p. 97—102.

---

* Volumul şi detaliile necesare pentru aplicarea acestor formule nu au putut fi cuprinse în prezentul articol. Aceste date vor face obiectul unei alte comunicări.

Zincarea electrolitică în băi alcaline fără cianuri

II. Băi alcaline lucioase pe bază de pirofosfaţi

Conf. dr. T. BERECZKI şi chim. E. GRÜNWALD
Institutul politehnic – Cluj   Intreprinderea „Armătura" – Cluj

CZ 669.587

În scopul înlocuirii electroliţilor cu cianuri, s-au propus şi au căpătat o oarecare aplicaţie industrială electroliţii cu sulfaţi şi amoniac şi electroliţii cu cloruri şi amoniac [1], [2].

Încă din anii 1961 Reizin şi Lainer [3], precum şi firma Blasberg din R. F. a Germaniei [4] au cercetat, cu rezultate pozitive, electroliţii cu pirofosfaţi, care prezintă avantaje remarcabile în privinţa stabilităţii şi lipsei lor de nocivitate, iar în raport cu parametrii tehnologici sînt numai cu puţin inferiori electroliţilor cianurici.

La căutarea complexantului s-a ţinut cont de faptul ca acesta, pe de o parte, să nu aibă putere de complexare prea mare pentru ca să lege ionii de zinc în apele reziduale, la valori scăzute ale *p*H-ului, deoarece distrugerea complecşilor în aceste ape nu ar rezolva deloc problema apelor reziduale, iar, pe de altă parte, să împiedice formarea hidroxidului de zinc în apropierea catodului [5].

La întrebuinţarea băilor fără cianuri — din cauza valorii mai puţin reduse a constantei formării complexului — se ivesc unele neajunsuri: un complexant puternic, ca cianura alcalină, leagă ionii metalelor străine atît de puternic, încît concentraţia celor rămaşi liberi scade la valori infime ceea ce împiedică depunerea lor la tensiunea obişnuită a procesului de acoperire. Pirofosfatul fiind un complexant mai slab, electroliţii respectivi sînt mai sensibili faţă de impurităţile metalice pătrunse în baie, cum ar fi ionii de Cu, Fe, Pb [6]. La temperaturi mai mari de 30°C, datorită disocierii complexului se poate forma uşor hidroxidul de zinc, în filmul catodic. Din acest motiv, electroliţii trebuie răciţi, în timpul lucrului, sub 30°C [7], dacă din diferite motive temperatura începe să crească.

Duritatea lor este puţin mai mare (80—150 HV) faţă de a depunerilor obţinute din băile cu cianuri (50—110 HV).

Adaosurile de luciu utilizate sînt aproape identice cu cele întrebuinţate la electroliţii cianurici: zaharina, 1—4 butindiolul, trietanolamina, anisaldehida, dextrina, gelatina, piperonalul, glicocolul, acidul glutaminic, trioxidul de molibden [8], [9].

La fel ca în cazul băilor cianurice, majoritatea acestor adaosuri se consumă şi în timpul repaosului. Cu cît alcalinitatea electrolitului este mai ridicată, cu atît consumul este mai mare. Acest consum este mai mare decît la electroliţii cu cianuri. La aceştia din urmă, complexul de cianură are un efect puternic asupra mecanismului depunerii şi electrocristalizării. Nu se recomandă introducerea adaosurilor de luciu în timpul preparării băii ci la începutul procesului de acoperire.

Reacţia lui Cannizzaro [10], prin care aldehidele aromatice disproporţionează în alcooli şi acizii respectivi, are loc şi în cazul băilor de pirofosfaţi. Din cauza lipsei cianurii, reacţia aciloină nu poate avea loc.

După introducerea adaosurilor de luciu, cu electrolitul pe bază de pirofosfaţi se poate lucra imediat, deoarece el nu necesită „prelucrarea" cunoscută în cazul băilor cu cianuri. Utilizarea sulfurii de sodiu nu este posibilă.

Dextrina, în cantitate de 3 g/l, dă depunerii un luciu cu nuanţă aurie.

Cînd este necesar un luciu argintiu se întrebuinţează zaharina şi furfurolul sau o cantitate mărită de hidroxid de sodiu.

Calitatea depunerii de zinc depinde mult de valoarea pe care o are *p*H-ul electrolitului. Puterea dispersivă şi fineţea cristalelor cresc prin ridicarea polarizării catodice, în domeniul densităţilor de curent recomandate pentru acoperire. Randamentul de curent catodic variază între 87 şi 90%. La fel ca în cazul celorlalte acoperiri, puterea dispersivă scade, pentru domeniul în care randamentul catodic creşte prin mărirea densităţii de curent.

Pe baza unor cercetări detaliate [11] se pot sintetiza următoarele observaţii:

— Prin creşterea concentraţiei zincului se lărgeşte domeniul densităţilor de curent, în care se obţin depuneri corespunzătoare. Prin micşorarea acestei concentraţii se măreşte polarizarea catodică, iar variaţia randamentului catodic în funcţie de densitatea curentului este mai evidentă. În acelaşi timp, repartizarea uniformă a metalului se îmbunătăţeşte.

— Prin creşterea concentraţiei pirofosfatului liber, potenţialul de descărcare al ionilor de zinc se deplasează spre valori mai negative. Din punctul de vedere al calităţii depunerilor, concentraţia optimă a pirofosfatului liber este de 0,75—1,25 n.

— În absenţa adaosurilor organice, şi la valoarea de 2 A/dm^2 a densităţii de curent, acoperirile de zinc au culori închise, iar pe margini sînt spongioase. Depuneri de calitate bună se obţin în intervalul de 1,5—3,5 A/dm^2.

După cum s-a mai arătat, prin introducerea dextrinei, acoperirile devin lucioase, cu nuanţă aurie. Prin ridicarea concentraţiei sale, polarizarea catodică se măreşte, datorită creşterii viscozităţii stratului din jurul catodului şi a peliculei de adsorbţie de pe catod, fenomene care fac mai dificilă descărcarea anionilor complecşi.

— Prin mărirea *p*H-ului, randamentul de curent creşte. Acest lucru se explică prin îngreuierea procesului de descărcare a ionilor de hidrogen, o dată cu micşorarea concentraţiei lor şi prin faptul că o parte din zinc, la valori mari ale *p*H-ului, se găseşte sub formă de zincat, iar separarea din această formă necesită o energie de activare mai mică. Din punctul de vedere al calităţii depunerilor, se recomandă, pentru *p*H, valorile 11—11,6.

— Agitarea permite să se mărească densitatea de curent pînă la 5,0—5,5 A/dm^2.

— La temperatură obişnuită se pot obţine acoperiri corespunzătoare, dacă electrolitul are o concentraţie mai redusă în zinc (0,25 n) şi un adaos de 10 g/l dextrină.

— În privinţa repartizării uniforme a metalului, electroliţii de zincare cu pirofosfaţi sînt cu mult superiori electroliţilor acizi şi se apropie de electroliţii pe bază de cianuri.

— S-a putut dovedi că anionul $[Me(P_2O_7)]^{2-}$ se descarcă direct pe catod [12].

Metalul în electrolit este prezent sub forma ionului $[Me(P_2O_7)_2]^{6-}$. Din cauza sarcinii sale negative foarte puternice, acest ion se poate apropia greu de suprafaţa catodică. Datorită cîmpului electric al stratului dublu, se petrece următoarea reacţie :

$$[Me(P_2O_7)_2]^{6-} \rightarrow [Me(P_2O_7)]^{2-} + P_2O_7^{4-}$$

Anionul $[Me(P_2O_7)]^{2-}$, avînd numai două sarcini negative, este respins, în măsură mai mică, de către catod, din care cauză se poate descompune în imediata sa apropiere, eliberînd ionul de zinc, care urmează să fie redus.

Pentru prepararea electrolitului se adaugă, la o cantitate cîntărită de pirofosfat de potasiu, atîta apă caldă (de 40—50°C) cît este necesar pentru obţinerea unei soluţii saturate. La această soluţie se adaugă soluţia corespunzătoare, de asemenea caldă (40—50°C), de $ZnSO_4$. Adăugarea se face în cantităţi foarte mici, agitînd intens şi menţinînd temperatura arătată. În soluţia obţinută astfel se adaugă cantitatea corespunzătoare de pirofosfat de potasiu, pentru obţinerea excesului necesar. S-a constatat că prezenţa ionilor SO_4^{2-} nu influenţează practic nici calitatea depunerilor şi nici valorile densităţii de curent sau ale randamentului catodic.

Electrolitul lipsit de ionii SO_4^{2-} poate fi preparat astfel : dintr-o soluţie de $ZnSO_4$ se precipită pirofosfatul de zinc ($Zn_2P_2O_7$) cu o soluţie fierbinte de pirofosfat de potasiu. Precipitarea se face cu cantităţi care corespund raportului stoechiometric. Precipitatele se filtrează şi se spală prin decantare pînă la îndepărtarea completă a ionilor SO_4^{2-}. Sarea ($Zn_2P_2O_7$), proaspăt precipitată, se dizolvă într-un exces de pirofosfat de potasiu, la temperatura de 40—50°C prin agitare intensă. Cantitatea de pirofosfat de potasiu, consumată pentru dizolvarea $Zn_2P_2O_7$, corespunde formării complexului $K_6[Zn(P_2O_7)_2]$. În soluţia astfel preparată (ca şi în soluţiile cu conţinut de SO_4^{2-}) se introduce fosfat disodic, în concentraţie de 50 g/l, care îmbunătăţeşte într-o mare măsură calitatea depunerii, mărind în acelaşi timp şi stabilitatea electrolitului.

Pentru practică, se recomandă, în general, următoarele condiţii de lucru :

— *p*H-ul . . . . .11,0—11,5 ;
— densitatea anodică de curent . .1—3 A/dm² ;
— densitatea catodică de curent
  — pentru băi tambur sau clopot 0,5—1,5 A/dm² ;
  — pentru băi staţionare . . . . . 0,5—4,0 A/dm².

Pentru îmbunătăţirea aspectului şi a rezistenţei la coroziune a acoperirilor se poate folosi cromatarea.

Acoperirile mate capătă un luciu de oglindă prin menţinerea timp de 30—40 s într-o soluţie de 1% acid azotic. În acest fel se dizolvă circa 1—1,5 micrometri din grosimea stratului de zinc.

Soluţiile de pasivare şi cromatare sînt identice cu cele folosite în cazul depunerilor obţinute din băi cu cianuri.

Dacă piesele se menţin timp mai îndelungat în aer liber se acoperă cu pete, prin formarea carbonatului bazic de zinc. Acest lucru se poate înlătura printr-o imersie a pieselor în acid azotic 0,3%.

Pregătirea pieselor necesită o atenţie deosebită. Spre deosebire de electrolitul cu cianuri, care posedă şi proprietăţi degresoare, electrolitul pe bază de pirofosfaţi impune o foarte bună degresare şi activare a suprafeţelor metalice, care urmează să fie acoperite.

CONCLUZII

Băile pe bază de pirofosfaţi sînt mai puţin corespunzătoare din punctul de vedere al exploatării industriale. În condiţii bine stabilite însă se pot obţine straturi dense, compacte şi cu luciu de oglindă. Avantajul cel mai mare al acestor electroliţi constă în lipsa lor de toxicitate, ceea ce înlătură necesitatea utilizării instalaţiilor de neutralizare, precum şi pericolul permanent de intoxicare. Aceşti electroliţi pot fi exploataţi atît în băi staţionare, cît şi în băi rotative, de tip tambur sau clopot. Adaosurile de luciu sînt în general identice cu cele utilizate în băile cianurice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Semeriuk V. I. şi Emelianenko G. A. Jurnal prikl. himii. 30, 7, 1957, p. 289—294.

[2] Popov S. I. Vestnik elektropromîşlennosti, nr. 11, 1958, p. 63—65.

[3] Reizin B. L. şi Lainer V. I. *Ţinkovanie iz pirofosfatnih elektrolitov.* TITEIN M. 1961.

[4] Immel W. Galvanotechnik, 57, nr. 2, 1966, p.79-85.

[5] * * * Galvanotechnik, 55, nr. 2, 1964, p. 747.

[6] * * * Galvanotechnik, 56, nr. 2, 1965, p. 115.

[7] * * * Galvanotechnik, 56, nr, 4, 1965, p. 238.

[8] * * * Galvanotechnik, 56, nr, 8, 1965, p. 496.

[9] * * * Galvanotechnik, 57, nr. 1, 1966, p. 69.

[10] Immel W. şi Ţippmann H. Metalloberfläche, 28, 2, 1964, p. 1—3.

[11] Lainer V. I. *Teoria şi practica acoperirilor galvanice lucioase.* Extrase din lucrările Conferinţei Unionale, Vilnius, U.R.S.S., 1962, vol. II, Bucureşti, I.D.T., 1966, p. 51—57.

[12] * * * Galvanotechnik, 57, nr. 11, 1966, p. 795.

Perspectivele cercetării uzinale la Combinatul siderurgic — Hunedoara

Dr. ing. I. ILCA
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ 669.1.013.5 :001.89

În lumina Directivelor stabilite de Congresul al X-lea al P. C. R., realizarea nivelului cantitativ şi calitativ al producţiei pentru anul 1975 la Combinatul siderurgic — Hunedoara se bazează în mare măsură pe aplicarea în practică a tehnologiilor noi, modernizarea şi optimizarea celor existente. Paralel cu creşterea globală a producţiei de metal, o importanţă deosebită se va acorda ponderii producţiei oţelurilor de calitate şi a laminatelor cu caracteristici superioare. Pentru îndeplinirea acestor obiective, cercetarea este chemată să se integreze organic în procesul de producţie, să contribuie nemijlocit la soluţionarea acelor probleme care condiţionează realizarea sarcinilor de plan, creşterea nivelului tehnic al producţiei, a rentabilităţii şi productivităţii, precum şi reducerea cheltuielilor materiale şi a importului.

La Combinatul siderurgic—Hunedoara încă din anii trecuţi, în sfera activităţii de cercetare au fost atraşi specialişti cu pregătire superioară şi medie atît din cadrul serviciilor centrale de concepţie, cît şi din principalele secţii productive. În uzină tematica de cercetare a devenit mai legată de activitatea economică a secţiilor, care participă la experimentări şi creează condiţii favorabile atît finalizării, cît şi aplicării rezultatelor în producţie. Se menţionează acest fapt întrucît în siderurgie cercetarea se realizează direct pe agregatele industriale şi aceasta cere eforturi unite atît din partea sectoarelor productive, cît şi a cercetării.

Astfel, ca rezultat al cercetărilor efectuate în acest an la combinat s-au stabilit parametrii pentru proiectarea staţiei industriale de epurare biochimică a apelor fenolice uzate şi au fost introduse în circuitul economic noi sorturi de combustibili pentru aglomerare, stabilindu-se măsurile tehnologice şi economice necesare realizării constanţei nivelului calitativ al aglomeratului. Cercetările din acest domeniu au fost orientate cu prioritate în direcţia determinării consumului optim de combustibil clasic la aglomerare în funcţie de condiţiile de aprovizionare cu minereu, precum şi perfecţionarea procedeului de utilizare a combustibililor gazoşi, care să ducă în exploatare la reducerea în continuare a consumului de cocs planificat.

În domeniul oţelăriei şi laminoarelor, majoritatea temelor de cercetare din acest an urmăresc îmbunătăţirea parametrilor calitativi.

Finalizarea cercetărilor întreprinse în scopul stabilirii condiţiilor de mărire a purităţii, de perfecţionare a tehnologiei de elaborare şi de laminare a oţelurilor destinate utilajului de foraj şi fabricării ţevilor rezistente la oxidare şi coroziune a dus la prescrierea unei noi tehnologii de încălzire şi laminare şi la reducerea pierderilor de metal prin rebut, realizîndu-se astfel importante economii.

Pentru creşterea nivelului calitativ al oţelului aliat s-a perfecţionat tehnologia de suflare a argonului în oţelul din oală, iar procedeul experimentat a trecut în faza de aplicaţie industrială.

Perfecţionarea tehnologiei de elaborare în cuptoarele Martin folosind oxigenul ca intensificator, suflat prin lănci tip C.S.H., a determinat o creştere a productivităţii orare a cuptorului de la 35 — 37 la 40 t/h efectivă.

În cursul anului 1969 s-a trecut sistematic la elaborarea unor lucrări de cercetare metalurgică, pe produse realizate de diverşi beneficiari cu metalul produs la combinat, în scopul stabilirii gradului de influenţă a calităţii metalului asupra performanţei produsului finit. Astfel, s-au cercetat caracteristicile oţelului de rulmenţi aliat cu molibden, cauzele care provoacă distrugerea la oboseală a rulmenţilor şi influenţa incluziunilor nemetalice asupra durabilităţii. Cercetările de laborator şi industriale au dovedit că în privinţa calităţii metalurgice oţelul de tip SKF, elaborat la C.S.H., este similar cu cel din import.

Activitatea de cercetare pentru creşterea nivelului tehnic al laminatelor a fost orientată în direcţia obţinerii de profile mici şi mijlocii cu abateri dimensionale restrînse, a îmbunătăţirii caracteristicilor mecanice prin influenţarea factorilor tehnologici şi în special a vitezei de răcire după laminare. Pentru îmbunătăţirea procesului de încălzire a lingourilor, cercetările s-au finalizat prin măsuri tehnologice care au dus la perfecţionarea regimului termic de încălzire.

Pe linia preocupărilor de cercetare în uzină, introducerea statisticii matematice în cercetarea fenomenelor metalurgice, economice şi de mecanizare a operaţiilor economico-financiare s-a realizat prin integrarea în activitatea de producţie a calculatorului electronic şi utilizarea mai eficientă a lui în efectuarea de calcule cu caracter tehnico-economic, printre care generalizarea lucrărilor de automatizare a evidenţei la toate liniile de laminoare şi extinderea cercetărilor statistico-matematice, pentru cunoaşterea operativă a nivelului tehnic al producţiei.

Pe baza concluziilor rezultate din cercetarea uzinală, s-au revizuit şi elaborat o serie de standarde şi norme interne care prevăd o îmbunătăţire esenţială a calităţii metalului.

Pe lîngă tendinţa de îmbunătăţire a nivelului tehnic al produselor şi a elaborării de noi mărci de oţeluri, reducerea consumurilor specifice constituie o preocupare de fond. De aceea, în activitatea noastră de viitor un loc important îl vor ocupa cercetările care privesc reducerea în continuare a consumului de cocs mărunt la aglomerarea minereurilor şi găsirea unor înlocuitori pentru acoperirea deficitului intern, reducerea consumului de cocs la furnale prin optimizarea bazei de materii prime şi a combustibilului existent, determinarea parametrilor optimi ai procesului tehnologic de elaborare, turnarea şi laminarea oţelului calmat şi aliat turnat în lingotiere direct conice cu plăci şi prafuri termoizolante şi exoterme, în scopul asigurării unui indice de scoatere ridicat şi constant.

De asemenea, se vor spori preocupările pentru modernizarea sistemului informaţional, în direcţia automatizării lui cu ajutorul calculatoarelor electronice, contribuind prin aceste cercetări la creşterea nivelului de disciplină tehnologică, a gradului de precizie în efectuarea lucrărilor, precum şi la mărirea operativităţii în informare la diferite nivele de producţie.

Rezolvarea în condiţiile specifice ale combinatului ~~a~~ problemelor amintite sporeşte eficienţa activităţii de producţie prin clarificarea mai completă a aspectelor legate de introducerea în practică a rezultatelor cercetării.

Este un lucru cunoscut că, cercetarea uzinală dă rezultate bune atunci cînd în sfera ei sînt atrase toate cadrele inginereşti, dar pentru aceasta trebuie ca colectivele de cercetare, specializate, formate în cadrul serviciului, să atragă cadrele cele mai valoroase.

Pe viitor, va trebui să se insiste mai mult pentru crearea unui mediu prielnic cercetărilor în uzină, să se dezvolte mai mult spiritul de colaborare dintre cercetare, proiectare şi producţie, prin atragerea cadrelor cu reală competenţă şi bogată experienţă în sectoarele productive. Cu toate că sfera acestor preocupări în ultimul timp s-a extins, totuşi ea nu reuşeşte să cuprindă multitudinea şi diversitatea problemelor existente în procesul de producţie.

Se consideră că trecerea la o activitate desfăşurată pe această linie va avea loc cu atît mai repede şi mai eficient, cu cît un număr mai mare de specialişti din producţie vor fi atraşi în munca de cercetare. Înlocuirea treptată a acestora cu cadre de exploatare temeinic pregătite impune înfiinţarea la Hunedoara a Şcolii de subingineri, care să pregătească asemenea cadre din raza judeţului Hunedoara şi împrejurimi, cu garanţie de mai multă stabilitate atît pentru Centrala Industrială — Hunedoara, cît şi a unităţilor învecinate.

Realizarea acestui deziderat se impune cu atît mai mult, cu cît unui cercetător din uzină îi revin de regulă sarcinile complexe ale rezolvării diferitelor aspecte concrete, practice a ideilor concretizate iniţial în laborator şi apoi în condiţii semiindustriale. Este greşită părerea exprimată uneori că, cercetarea uzinală cade în seama laboratoarelor de producţie, întrucît se referă la aplicarea rezultatelor unor cercetări elaborate de către institutele de cercetare. Nu trebuie uitat că finalizarea cercetărilor fundamentale şi aplicarea lor în producţie este o sarcină foarte dificilă, legată nemijlocit de cunoaşterea intimă a procesului fundamental, pentru care cercetătorul trebuie să cunoască deopotrivă atît problemele ştiinţifice, cît şi tehnice, pe care le ridică tehnologiile şi instalaţiile moderne din domeniul său de activitate.

În acest scop este necesară definitivarea într-un timp mai scurt a proiectului IPROMET privind înfiinţarea Centrului de cercetări al Centralei Industriale — Hunedoara şi trecerea la formarea unei baze materiale concrete, specifice cercetării uzinale.

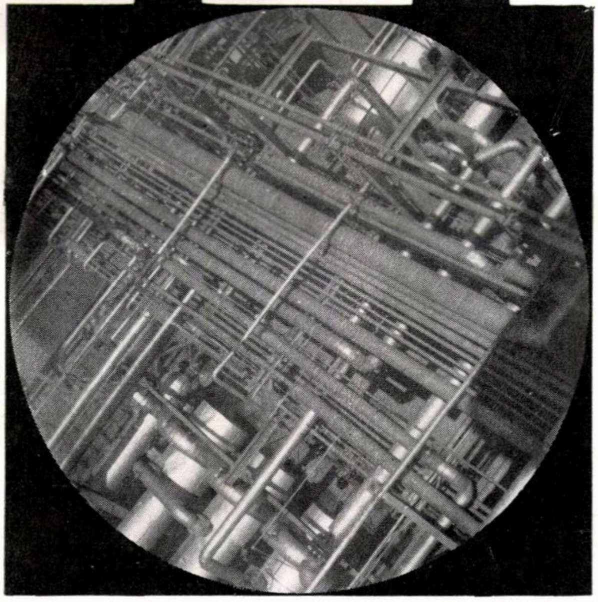
Se consideră de asemenea că, documentarea şi specializarea în străinătate, pe teme concrete din planul de cercetare, constituie o formă deosebit de eficientă în orientarea cercetării aplicative, în cunoaşterea pe viu a celor mai noi realizări pe plan mondial din domeniile specifice activităţii noastre de viitor, contribuind la scurtarea perioadei dintre cercetare şi aplicarea rezultatelor în producţie. Se apreciază că şi în interesul dezvoltării cercetării aplicative uzinale este necesar să se intensifice această formă de perfecţionare a cadrelor, care trebuie extinsă în sensul că nu trebuie să se limiteze numai la perfecţionarea cercetărilor din institutele departamentale, ci să cuprindă, în mare măsură, activitatea de cercetare din producţie.

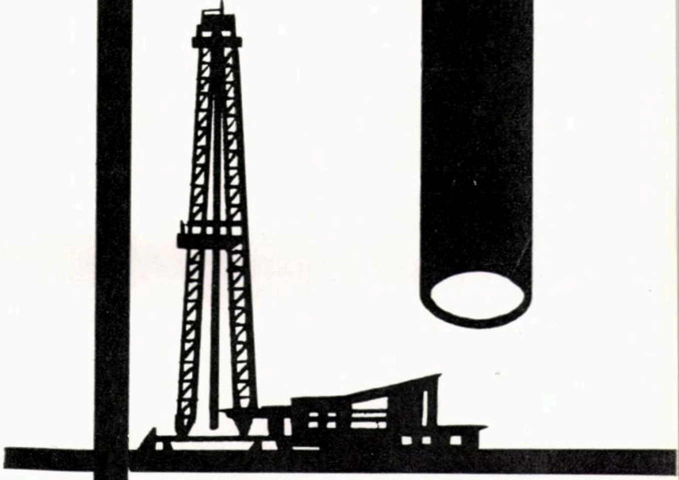
Un rol important în creşterea eficienţei cercetării uzinale îl are şi întărirea raporturilor de colaborare cu institutele Academiei şi departamentale şi în general cu toţi specialiştii cu înaltă calificare, din producţie.

Rezultatele obţinute pînă în prezent în această direcţie sînt demne de menţionat dar, pe viitor, ele trebuie să primească un caracter de mai multă stabilitate şi organizare sistematică. În acest sens, deosebit de utilă este organizarea periodică de simpozioane cu tematică restrînsă pe domenii foarte limitate şi nu pe secţii cu comunicări din domenii largi, uneori fără legătură între ele.

Ţinînd seamă de aceste aspecte cercetarea în uzină este corect orientată. Măsurile arătate şi care determină creşterea aportului acestei activităţi nu au epuizat tot ceea ce trebuie făcut pentru ca cercetarea în uzină să ducă la rezultate cît mai bune. Sînt măsuri generale, comune oricăror unităţi în vederea asigurării unei bune desfăşurări a activităţii. Sînt însă şi măsuri specifice fiecărei uzine în parte. Toate, în final, trebuie să contribuie ca unităţile din ţara noastră să se achite de obligaţiile generale ce le revin în cadrul societăţii socialiste, aducîndu-şi totodată contribuţia lor la creşterea patrimoniului ştiinţific al ţării şi, implicit, la creşterea prestigiului cercetării uzinale.

ORSZÁGOS MŰSZA DOKUMENTÁCIÓ 1883





UZINA DE ȚEVI ROMAN

*

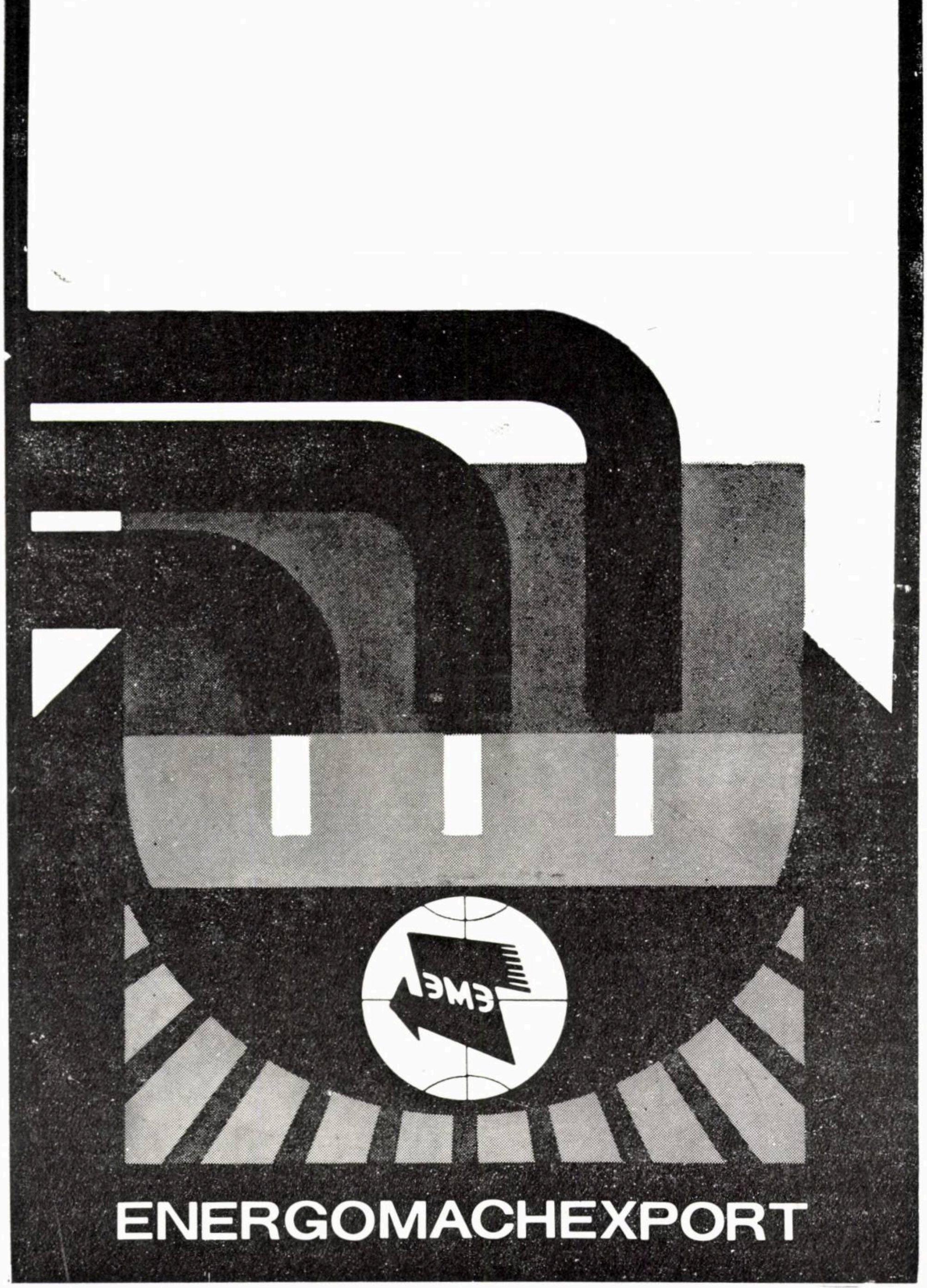
produce:

- conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168 — 377 mm;
- burlane de foraj cu diametrul de $6^{5}/_{8}$ — $12^{3}/_{4}$ inci;
- prăjini grele de foraj cu diametrul de $4^{3}/_{4}$ — 8 inci;
- prăjini pătrate pentru antrenare, de $3^{1}/_{2}$ — 6 inci;
- țevi diverse, pentru turboburi, cămăși de pompe, tampoane, racorduri speciale.

SUDAREA ELECTRICĂ SUB ZGURĂ

— un procedeu tehnic sovietic

- Posibilitate de sudare cap la cap dintr-o singură trecere a pieselor de grosimi diferite fără schimbarea poziției lor.
- Depunere de metal mai rapidă decît în cazul încărcării în mai multe straturi.
- Deformare limitată datorită unei încălziri simultane a suprafețelor de îmbinare a pieselor sudate.
- Eliminarea completă a uneia dintre operațiile cele mai costisitoare—șanfrenarea.
- Economie importantă la greutatea ansamblului sudat.
- În comparație cu sudarea în mai multe straturi, durata de execuție este de 15 ori mai scurtă.



Sudarea electrică sub zgură este utilizată pe scară mare la fabricarea cazanelor, recipientelor de înaltă presiune, a structurilor de rezistență, echipamentelor chimice și nucleare.

V/O „ENERGOMACHEXPORT" vă oferă o gamă largă de aparate pentru sudarea electrică sub zgură:

A—612 — aparat de sudare automată monoelectrod cu reglare automată pentru sudarea cap la cap a îmbinărilor longitudinale ale pieselor de orice lungime, cu grosimi de 20 pînă la 100 mm.

A—535 — aparat universal de sudare cap la cap a îmbinărilor verticale ale pieselor cu grosimi pînă la 250 mm, utilizînd unul pînă la trei electrozi. Acest aparat poate fi reglat pentru sudare cu electrod-lamă, putînd fi astfel sudate piese cu grosimea de 800 mm. Aparatul de sudare. **A—535** dispune de largi posibilități de reglare la alte regimuri.

Pentru sudarea îmbinărilor inelare constructorul poate furniza un dispozitiv suplimentar.

A—645 — aparat de sudare cu electrod consumabil pentru sudarea pieselor de formă complexă ; acest aparat este în special eficient pentru operațiile de reparații (sudarea batiurilor preselor, elementelor de laminor etc.).

A—820 M — aparat pentru sudare electrică cu arc sub flux, dintr-o singură trecere, cu formarea forțată a îmbinărilor verticale cap la cap. Această presare se efectuează de ambele părți ale îmbinării cu ajutorul unor piese culisante din cupru răcite cu apă. Cu ajutorul acestui aparat pot fi sudate piese avînd grosimea între 8 și 50 mm.

Exportator :

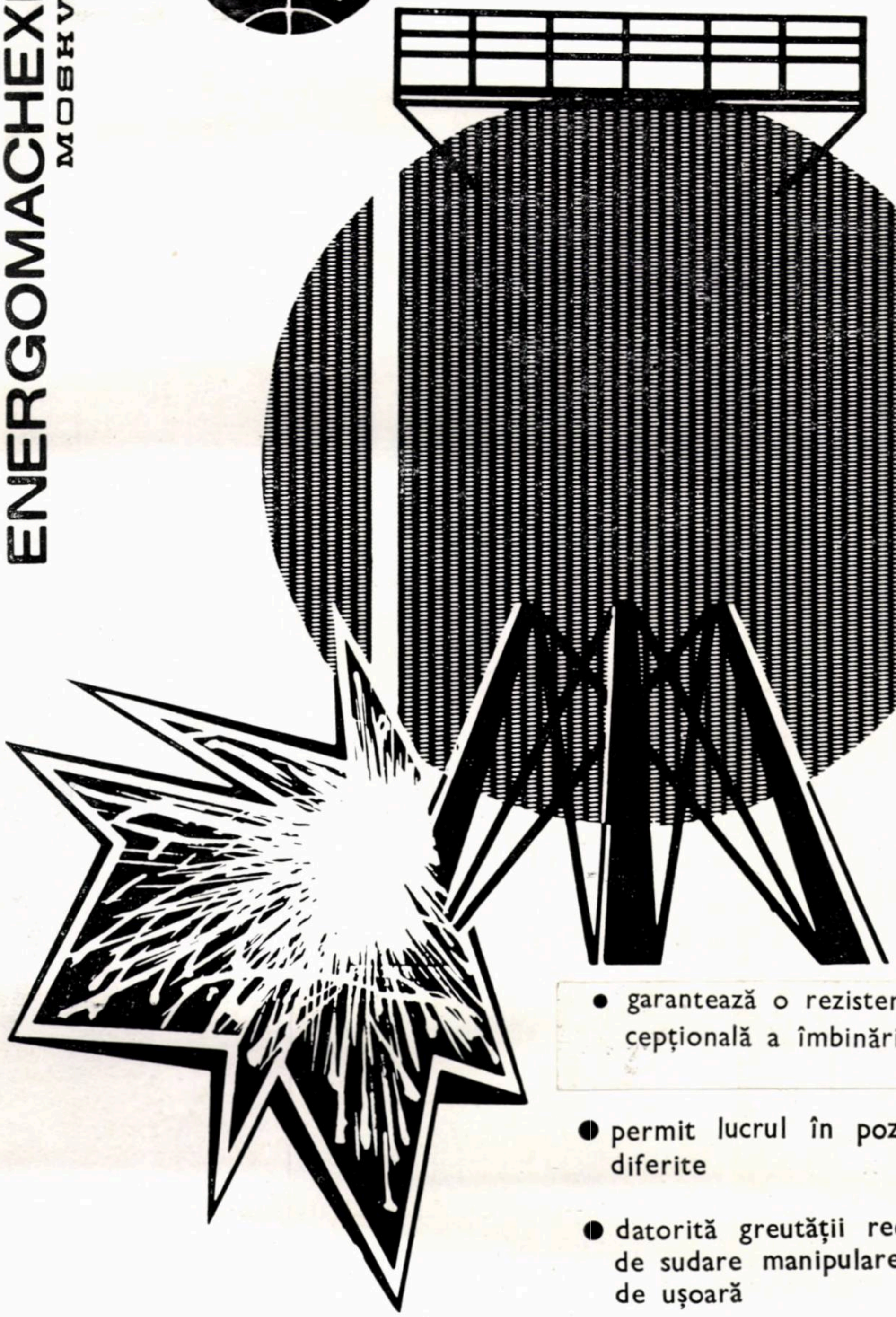
V/O„ENERGOMACHEXPORT"

Mosfilmovskaia 53
Moscova, V—330, U.R.S.S.
Telex: 255

Publicom

ENERGOMACHEXPORT
MOSKVA SSSR

Aparate automate și semiautomate pentru sudarea în atmosferă protectoare



- garantează o rezistență mecanică excepțională a îmbinărilor sudate
- permit lucrul în pozițiile cele mai diferite
- datorită greutății reduse a capului de sudare manipularea este extrem de ușoară

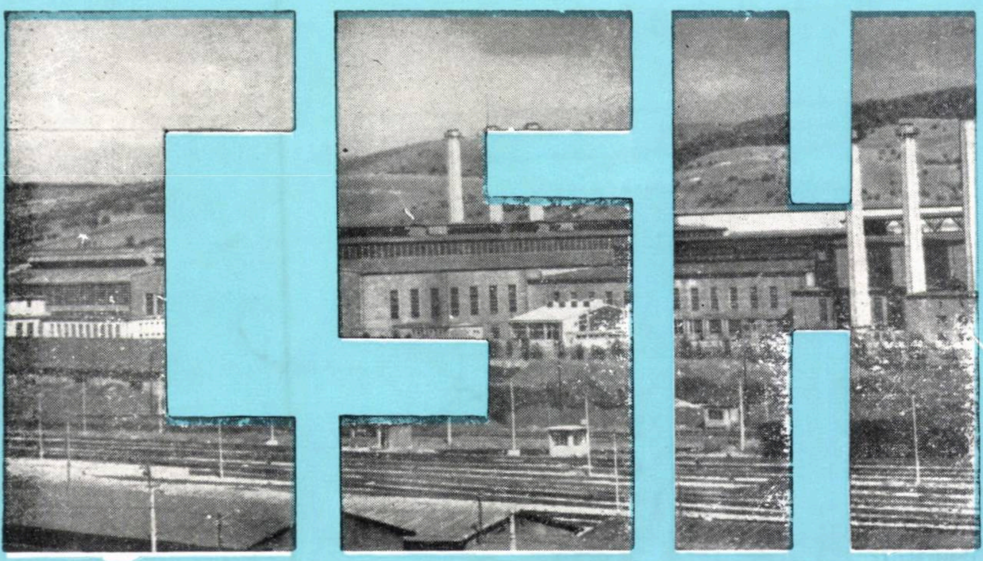
Cînd interesele d-voastră sînt în joc gîndiți-vă la aparatele ADPG — 500, PDG — 301, PDG — 302, A — 537, A — 547 U, A — 825 M, UDG — 301, UDG — 501

Exportator :

V/O ENERGOMACHEXPORT

Mosfilmovskaia 35
Moscova, V-330, U.R.S.S.
Telex: 255

Publicom

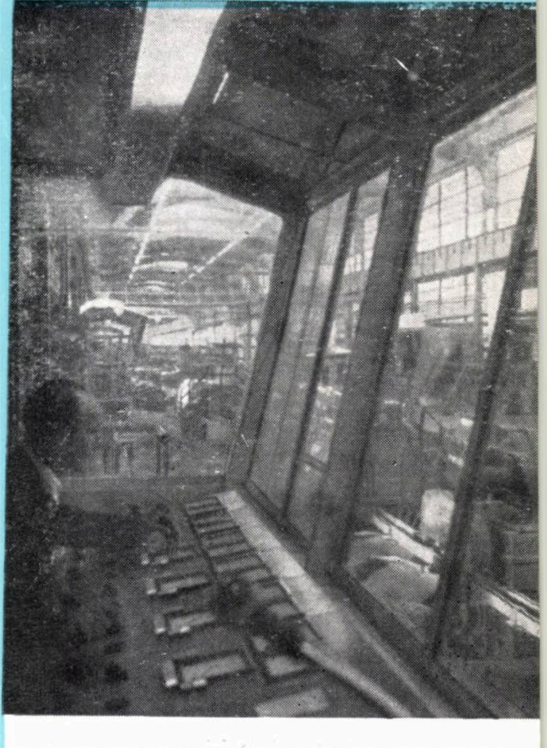


COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

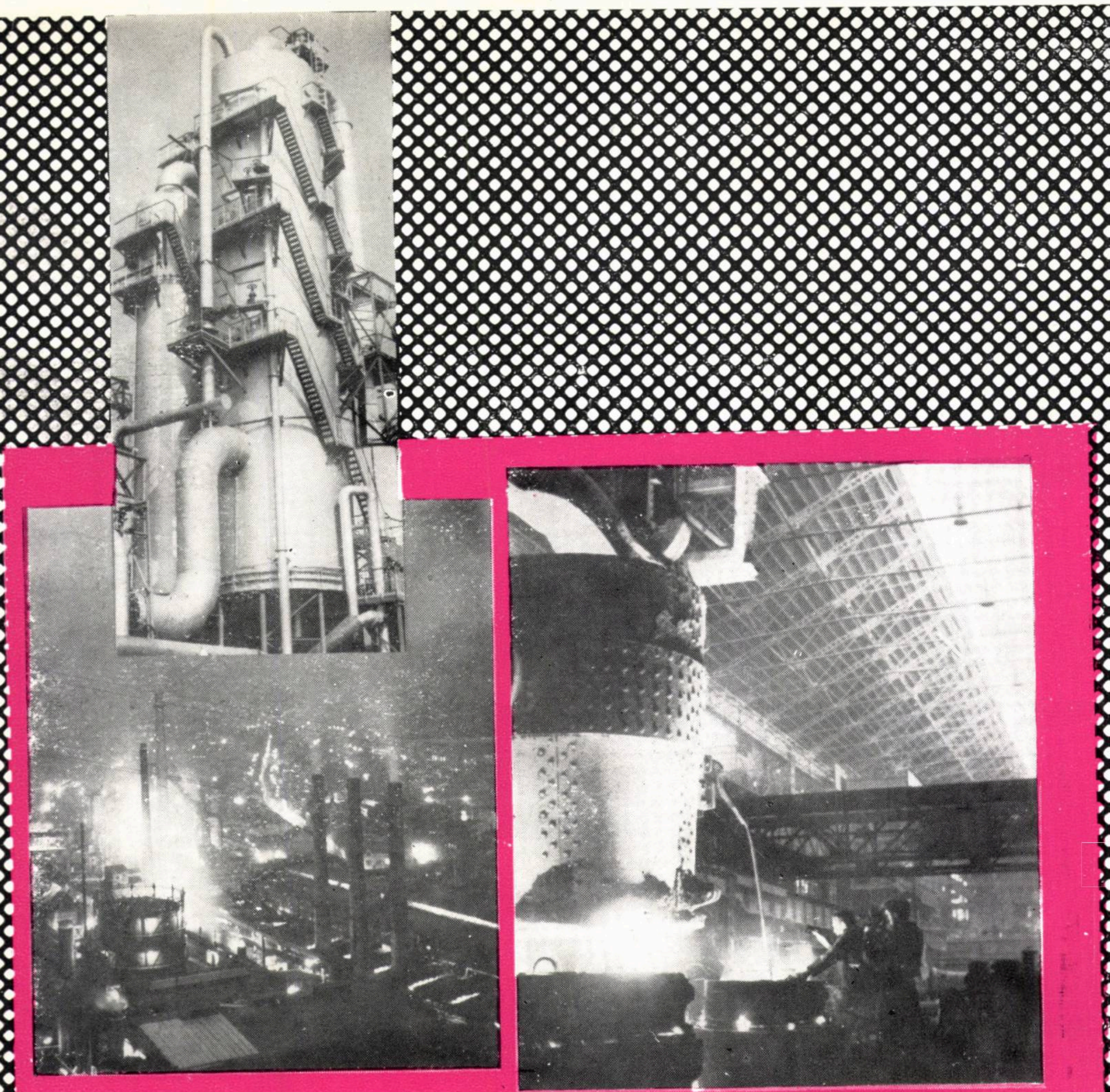
profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

- rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm

  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- late de 20 x 5— 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
- ţagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70 — 400 × 400 mm
- oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

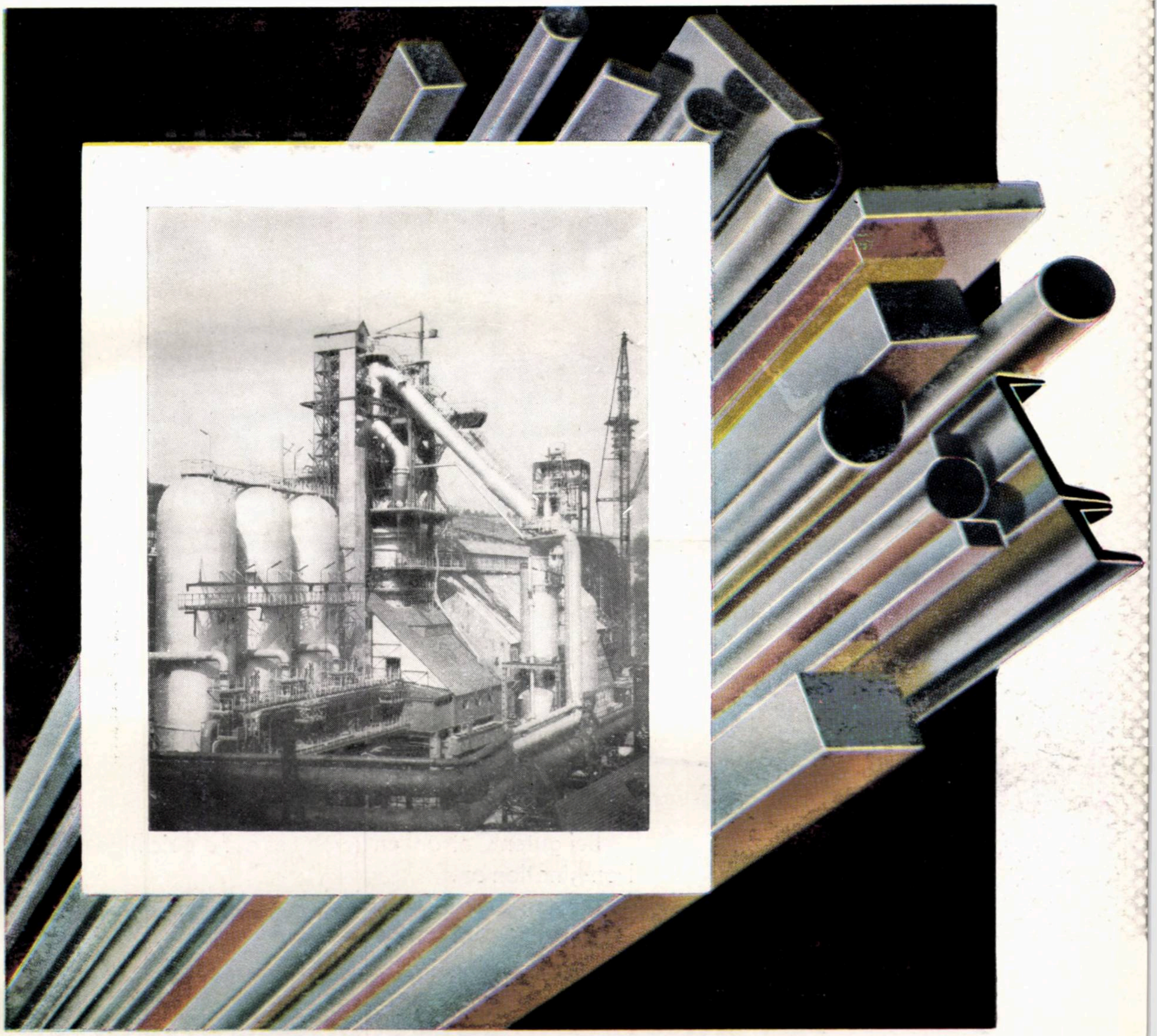


Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934



COMBINATUL SIDERURGIC

Resita



- Fontă de afinare;
- Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t;
- Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.

„veredeln"

Bei guten Getränken kommt es auf die richtige Kombination an.

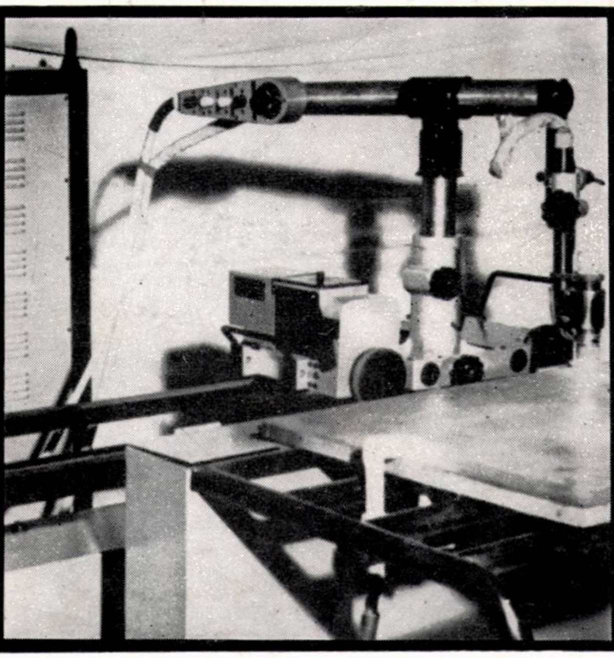
Gutes + Gutes = Besseres.

So auch bei Stahl und Eisen.

Hier hilft Klöckner durch Service und Leistung.

Klöckner - Ihr Legierungsberater

Klöckner & Co. Abt. Legierungen,
41 Duisburg, Klöcknerhaus



centrozap

EXPORTĂ:

O mare varietate de echipament modern de sudare

APARATE DE SUDURĂ AUTOGENĂ ȘI DISPOZITIVE DE REGLARE

- aparate de sudură autogenă pentru sudare și tăiere
- aparate de sudură autogenă pentru tăiere
- aparate speciale de sudare utilizate în metalurgie
- dispozitive de reglare pentru gaze tehnice: tipuri cu una sau mai multe trepte, de capacități obișnuite sau ridicate

GENERATOARE DE ACETILENA cu o productivitate între 0,3 și 40 m³/h

ECHIPAMENT PENTRU TĂIEREA LA CALD A METALELOR

- mașini semiautomate de tăiere cu flacără
- mașini automate de tăiere cu flacără

ECHIPAMENT DE SUDARE

- manipulatoare de sudare
- platforme de sudare cu consolă
- mese de sudare

Singura exportatoare:

centrozap

Întreprindere de comerț exterior

Katowice — Ligonia 7 — Polonia

Cutia poștală: 825

Telefon: 513—401

Telex: 31—416

Telegraf: CENTROZAP Katowice

Publicom

ICM

1970 MAR 2 3

MUNCITORI ȘI TEHNICIENI

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele întreprinderii pentru colectarea metalelor.

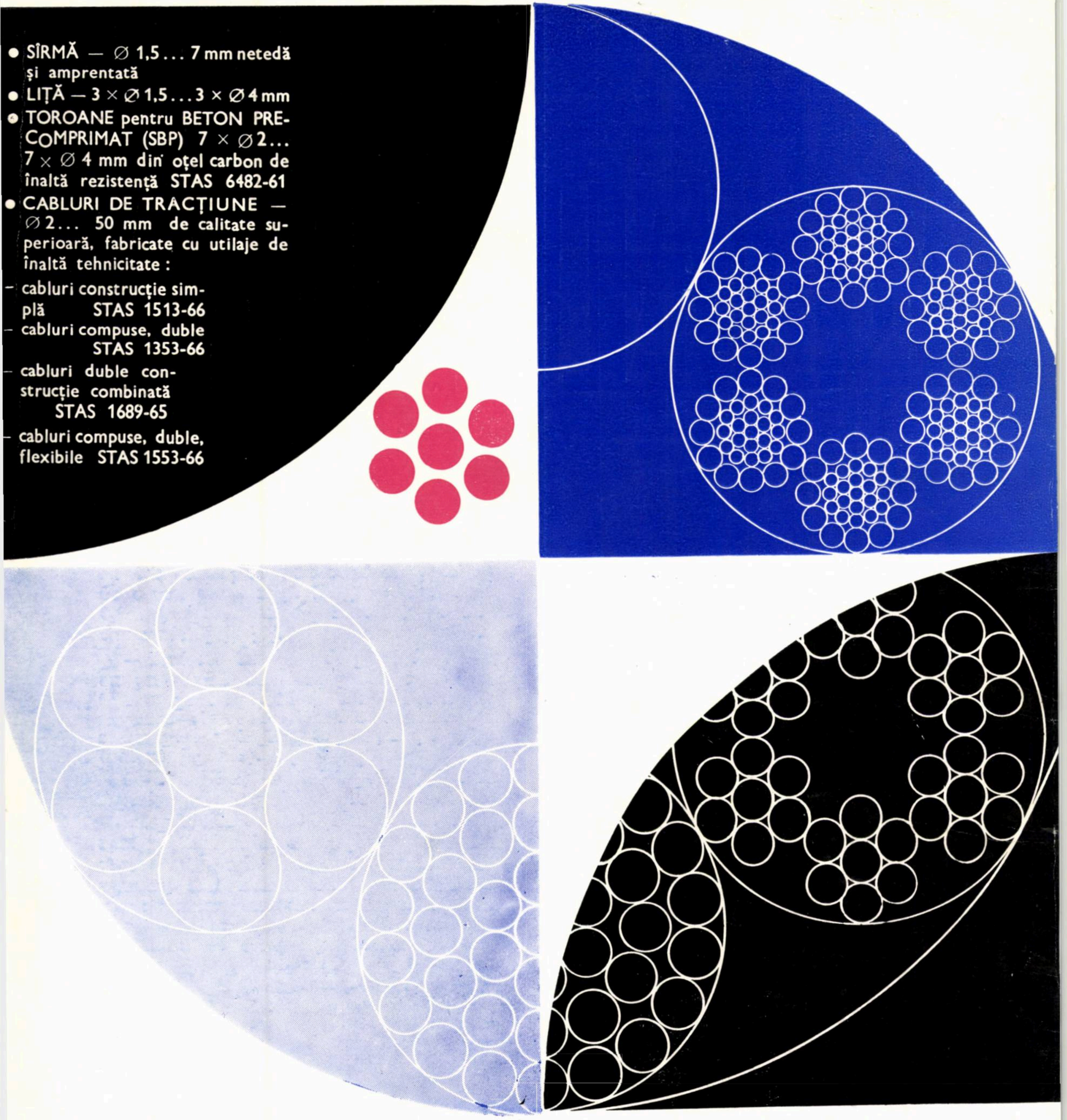
E 3280

04

METALURGIA

3

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXII • NR. 3 • MARTIE 1970



- SÎRMĂ — ∅ 1,5 ... 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × ∅ 1,5 ... 3 × ∅ 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × ∅ 2 ... 7 × ∅ 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61
- CABLURI DE TRACȚIUNE — ∅ 2 ... 50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate :
  - cabluri construcție simplă STAS 1513-66
  - cabluri compuse, duble STAS 1353-66
  - cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65
  - cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66

INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA
TURZII

E 3280

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

METALURGIA

Anul 22 nr. 3 martie 1970

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ienciu M. şi *Panait N.* : **Posibilităţi de valorificare a metalelor neferoase din cenuşile de pirită indigene** 137
Aloman A. : **Deformarea pieselor la tratamentul termic şi metodele de reducere a deformării** 141
Ştefănescu D.M., Bolintineanu Gh., Murareţu Gh., Drăgănescu D. şi *Brabie V.* : **Turnarea pieselor pentru locomotiva electrică şi întrerupătoarele de medie şi înaltă tensiune din fontă cu grafit nodular cu plasticitate ridicată** 146
Tătaru L. : **Consideraţii privind laminarea ţevilor cu pereţi subţiri pe laminorul de 400 mm** 151
Ţocu P. şi *Hătărăscu O.* : **Experimentări de înlocuire a aglomeratului, cu pelete, în încărcătura furnalului** 157
Popovici V. şi *Şontea S.* : **Influenţa compoziţiei chimice asupra proprietăţilor mecanice şi fizice ale aliajelor de aluminiu de tipul Al-Zn-Mg sudabile** 165

REALIZĂRI TEHNICE

Grünwald E. : **Unele observaţii practice privind cuprarea cu luciu în electroliţi acizi** 168
Rîcă I. : **Analiza oţelurilor prin metoda spectrală de emisie a probelor aduse în soluţie** 171
Colan H., Bicsak E., Popa E. şi *Pop E.* : **Cercetări asupra lustruirii mecanico-electrolitice a probelor metalografice** 177

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Guran M. : **Progresul tehnic şi eficienţa economică în valorificarea minereurilor de fier indigene** . . . 183
Căluţoiu I. : **Studiul fenomenului de lăţire la laminarea tablei groase** 189

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Vrăbiescu N. : **Consideraţii energetice la folosirea cuptoarelor electrice cu arc pentru elaborarea oţelului** 193
Forizs Şt. : **Repartizarea sulfului în cărbuni pe glob şi tendinţa folosirii cărbunilor sulfuroşi la cocsificare** 196

INFORMĂRI

Wanyorek C. : **Procedeu de turnare precisă şi instalaţie magnetică pentru confecţionarea formelor de turnare** 199
Kreissl C. şi *Paniti P.* : **Produse izorefractare ultrauşoare fabricate prin metoda spumării.** 200

CRONICĂ 182

RECENZIE 156

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. — M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — **Centrul** de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/966.“

c. 5033

42 406

SOMMAIRE

CD 661.242.8 :669.2/8
Ienciu M. et *Panait N.* : **Posibilités de valorification des métaux non-ferreux des cendres de pyrite indigène.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 137–140

CD 621.785.539.37
Aloman A. : **La déformation des pièces lors du traîtement thermique et les méthodes utlisées en vue de sa réduction.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 141–145

CD 669.131.7 : 621.335.2
Ştefănescu D.M., Bolintineanu Gh., Murareţu Gh., Drăgănescu D. et Brabie V.: **Le moulage des pièces pour la locomotive électrique et les interrupteurs de moyenne et de haute tension, en fonte à graphite nodulaire à plasticité élevée.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 146–150

CD 621.771.28
Tătaru L. : **Considérations concernant le laminage des tubes à parois minces sur le lamineur de 400 mm.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p.151–156

CD 669.162.2 :622.788
Ţocu P. et *Hătărăscu O.* : **Expériences effectuées en vue de l'utilisation des pellettes comme remplaçant dans la charge du fourneau.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 157—164

CD 669. 715 : 621.791.011
Popovici V. et *Şontea S.* : **L'influence de la composition chimique sur les propriétés mécaniques et physiques des alliages d'aluminium, de type Al-Zn-Mg soudables.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 165–167

CD 669.387
Grünwald E.: **Certaines observations pratiques concernant le cuivrage luisant, dans des électrolytes acides.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 168–170

CD 669.14 : 543.42.062
Rică I. : **L'analyse des aciers par la méthode spectrale d'émission des éprouvettes sous forme de solution.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 171–176

CD 620.187 : 621.923.9
Colan H., Bicsak E., Popa E. et *Pop F.* : **Recherches concernant le polissage mécanique et électrolytique des éprouvettes métallographiques.**
Metalurgia 22 (1970), nr., 3, p. 177–182

CD 622.34 : 330.115
Guran M.: **Le progrès technique et l'efficience économique en vue de la valorification des minerais de fer indigènes.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 183–188

CD 621.771.24
Căluţoiu I. : **L'étude du phénomène d'étendage pendant le laminage des tôles de grande épaisseur.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 189–192

CD 621.365.2 : 669.18 : 621.311.152
Vrăbiescu N.: **Considérations énergétiques concernant l'utilisation des fours électriques à arc pour l'élaboration de l'acier.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 193–195

CD 622.81 : 669.775 :662.741.3
Forizs Şt. : **La répartion du soufre dans les charbons, sur le globe, et la tendance d'utiliser les charbons sulfuriques pour la cokefaction.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 196–198

CD 621.74.045 : 621.744
Wanyorek C. : **Procédé de coulage précis et installation magnétique pour la confection des moules.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 199

CD 666.763
Kreissl C. et *Paniti P.* : **Produits isoréfractaires ultralégers fabriqués selon la méthode du moussage.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 200–201

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 661.242.8 :669.2/8

Енчу М. и *Панаит Н.*: **Возможность использования цветных металлов из отечественных пиритных огарков**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 137–140

ДК 621.785 : 539.37

Аломан А.: **Деформация деталей при термообрабстке и методы ее уменьшения**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 141–145

ДК 669.131.7 : 621.335.2

Штефэнеску Д., *Болинтиняну Г.*, *Мурарецу Г.*, *Дрэгэнеску Д.* и *Брабие В.*: **Отливка деталей для электровоза и переключателей средней и высокой частоты из высокопластичного, сфероидального чугуна**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 146–150

ДК 621.771.28

Тэтару Л.: **Соображения, касающиеся прокатки тонкостенных труб на стане 400 мм.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 151–156

ДК 669.162.2 : 622.788

Цоку П. и *Хэтэрэску О.*: **Опыты по применению окатышей в доменной шихте**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 157–164

ДК 669.715 : 621.791.011

Попович В. и *Сонтя С.*: **Влияние химического состава на механические и физические свойства свариваемых алюминиевых сплавов**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 165–167

ДК 669.387

Грюнвалд Е.: **Некоторые практические замечания, касающиеся блестящего омеднения в кислых электролитах**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 168–170

ДК 669. 14 :543.42.062

Рыкэ И.: **Анализ сталей при помощи эмиссионного спектрального метода образцов переведенных в раствор**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 171–176

ДК 620.187 : 621.923.9

Колан Х., *Биксак Е.*, *Попа Е.* и *Поп Е.*: **Исследования по механо-электролитической шлифовке металлографических образцов.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 177–182

ДК 622.34 :330.115

Гуран М.: **Технический прогресс и экономическая эффективность использования отечественных железных руд**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 183–188

ДК 621.771.24

Кэлуцоюю И.: **Исследования явления уширения при прокатке толстого листа**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 189–192

ДК 621.365.2 : 669.18 : 621.311.152

Врэбиеску Н.: **Энергетические соображения при применении дуговых электропечей для выплавки стали**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 193–195

ДК 622.81 : 669.775 : 662.741.3

Форис Ш.: **Распределение серы в углях на земном шаре и стремление применения сернистых углей для коксования**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 196–198

ДК 621.74.045 : 621.744.

Ваниорек К.: **Способ прецизионного литья и магнитная установка для производства литейных форм**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 199

ДК 666. 763

Крайсл К. и *Паниши Мария:* **Сверхлегкие изоогнеупорные изделия, получаемые пенным способом**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 200–201

INHALT

DK 661.242.8 :669.2/8
Ienciu M. und *Panait N.* : **Verwertungsmöglichkeiten der Nichteisenmetalle aus Pyritaschen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 137–140

DK 621.785 :539.37
Aloman A. : **Deformierung der Teile bei Wärmebehandlung und Methoden ihrer Verminderung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 141—145

DK 669.131.7 : 621.335.2
Ştefănescu D. M., *Bolintineanu Gh.*, *Mureraţu Gh.*, *DrăgănescuD.* und *Brabie V.* : **Gussteile für die elektrische Lokomotive und Mittel- und Hochspannungsschalter aus Kugelgraphitguss.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3,. 146—150

DK 621.771.28
Tătaru L. : **Berücksichtigungen über das Walzen von dünnwandigen Röhren auf der 400 mm Strasse.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 151—156

DK 669.162.2 :622.788.
Ţocu P. und *Hătărăscu O.* : **Erforschungen über die Ersetzung von Sinter durch Pelleten in der Hochofenbeschickung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 157—164

DK 669.715 :621.791.011
Popovici V. und *Şontea S.* : **Einfluss der chemischen Zusammensetzung auf die mechanischen und physikalischen Eigenschaften der schweissbaren Aluminiumlegierungen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 165—167

DK 669.387
Grünwald E. : **Einige praktische Bemerkungen über die Glanzverkupferung in Sauerelektrolyten.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 3, p. 168—170

DK 669. 14 : 543.42.062
Rică I. : **Stahlanalyse der aufgelösten Proben durch die Spektral-emission-Methode.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 171—176

DK 620.187 :621.923.9
Colan H., *Bicsak E.*, *Popa E.* und *Pop E.* : **Erforschungen über das mechanisch-elektrolytische Polieren der metallographischen Schliffe.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 177—182

DK 622.34 : 330.115
Guran M. : **Technischer Fortschritt und ökonomischer Wirkungsgrad in der Verwertung von rumänischen Eisenerzen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 183—188

DK 621.771.24
Căluţoiu I. : **Erforschung über die Aufbereitung bei Grobblechwalzen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 189—192

DK 621.365.2 : 669.18 : 621.311.152
Vrăbiescu N. : **Energetische Berücksichtigungen über die elektrischen Lichtbogenöfen für Stahlerzeugung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 193—195

DK 622.81 :669.775 : 662.741.3
Forizs Şt. : **Weltverteilung des Schwefels in Kohlen und Entwicklungsrichtungen der Verwendung von Schwefelkohlen für Kokserzeugung.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 196—198

DK 621.74.045 : 621.744
Wanyorek C. : **Präzisionsgiessverfahren und magnetische Einrichtung für Ausarbeitung der Giessformen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 199

DC 666.763
Kreissl C. und *Paniti P.* : **Ultraleichte feuerfeste Isolierstoffe durch Schaumverfahren erzeugt.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 3, p. 200—201

CONTENTS

DC 661.242.8 :669.2/8

Ienciu M. and *Panait N.* : **Valorization possibilities for nonferrous metals out of Rumanian pyritical ashes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 137–140

DC 621.785 : 539.37

Aloman A. : **Piece deformation during heat-treatment and methods for its reducing.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 141–145

DC 669.131.7 :621.335.2

Ştefănescu D.M., *Bolintineanu Gh.*, *Murareţu Gh.*, *Drăgănescu D.* and *Brabie V.* : **Cast parts for the electric engine and medium- and high-tension switches made of nodular cast iron with high plasticity.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 146–150

DC 621.771.28

Tătaru L. : **Considerations regarding thin-wall tube rolling on 400 mm rolling-mill.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 151–156

DC 669.162.2 :622.788

Ţocu P. and *Hătărăscu O.* : **Experiments performed in view to replace agglomerate by pellets in blast furnace charge.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 157–164

DC 669.715:621.791.011

Popovici V. and *Şontea S.* : **Influence of chemical composition on mechanical and physical properties of weldable aluminium alloys.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 165–167

DC 669.387

Grünwald E. : **Some practical remarks regarding bright copper-plating in acid electrolytes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 168–170

DC 669.14 : 543.42.062.

Rică I. : **Steel analyse by the spectral emission method of solubilized samples.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 171–176

DC 620.187 :621.923.9

Colan H., *Bicsak E.*, *Popa E.* and *Pop E.* : **Researches regarding mechanical and electrolytic polishing of metallographic specimens**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 177–182

DC 622.34 :330.115

Guran M. : **Technical progress and economic efficiency in valorization of Rumanian iron ores.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 183–188

DC 621.771.24

Căluţoiu I. : **Study of widening in plate rolling.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 189–192

DC 621.365.2 : 669.18 :621.311.152

Vrăbiescu N. : **Energetic considerations regarding operation of electric-arc steel furnaces.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 193–195

DC 622.81 : 669.775 : 662.741.3

Forisz Şt. : **Sulphur distribution in coals all over the world and tendencies in sulphur-coal utilization for coking.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 196–198

DC 621.74.045 : 621.744

Wanyorek C. : **Precision casting method and magnetic device for manufacturing casting moulds.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 199

DC 666.673

Kreissl C. and *Paniti P.* : **Ultra light insulating refractories manufactured by foaming.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 3, p. 200–201

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1983

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 3
MARTIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Posibilităţi de valorificare a metalelor neferoase din cenuşile de pirită indigene

Ing. M. IENCIU şi Ing. N. PANAIT
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 661.242.8 : 669.2/8

POSSIBILITÉS DE VALORIFICATION DES MÉTAUX NON-FERREUX DES CENDRES DE PYRITE INDIGÈNE

Pendant les dernières années on a accordé une importance spéciale au procédé de grillage chlorurant, qui peut être réalisé soit à de basses températures (300—600°C) — le procédé Henderson Duisburg) —, lorsque les chlorures des métaux non-ferreux ne sont pas volatiles, soit à des températures élevées (1 050—1 300°C), lorsque la majorité des chlorures des métaux non-ferreux sont volatiles (le procédé Ymatro—Finlande).

Les recherches expérimentales effectuées dans ces deux directions ont mené aux conclusions suivantes:

Les rendements maximum de volatilisation et de solubilisation des chlorures s'obtiennent à une addition de 10% de NaCl et à une granulation de + 2 — 5 mm de la charge.

Le rendement de solubilisation du cuivre contenu dans les cendres de pyrite a été influencé, en grande mesure, par les conditions des processus de grillage et de lessivage (température, durée etc.).

Le degré de volatilisation des métaux non-ferreux sous forme de chlorure à partir des cendres a des valeurs maxima lorsque l'on utilise exclusivement de la chlorure de sodium ou bien un mélange de chlorure de sodium et de chlorure de calcium avec de petites additions de charbon.

VALORIZATION POSSIBILITIES FOR NON-FERROUS METALS OUT OF RUMANIAN PYRITICAL ASHES

Chloridizing roasting, which can be performed either at low temperatures (300—600°C) — Henderson-Duisburg proceeding — when non-ferrous chlorides are not volatile, or at high temperatures (1 050 — 1 300°C) — Ymatrs Finn proceeding — when the greatest part of non-ferrous chlorides are volatile, has obtained lately a great importance.

Experimental investigations performed on these two lines lead to following conclusions:

Maximum performance for volatilization and solubilization of chlorides is obtained for a 10% NaCl addition and for a 2—5 mm granulation of the charge.

Solubilization performance for copper from pyritical ashes was influenced to a great extent by the roasting and lyeing process (temperature, time, etc.).

Volatilization degree of non-ferrous metals under the form of ash chlorides has a maximal value when only sodium chloride or a mixture of sodium chloride and calcium chloride — with minute coal additions — is utilized.

Consideraţii generale. Materia primă de bază pentru obţinerea celor mai multe metale neferoase o constituie minereurile şi concentratele sulfuroase. În prezent, nu mai puţin de 80% din producţia de cupru, 85% din producţia de plumb, 90% din producţia de zinc se obţin prin prelucrarea acestor minereuri. Ca materie primă suplimentară, pentru obţinerea unor metale neferoase, cît şi a fierului pot fi folosite piritele şi cenuşile de pirită.

Pentru valorificarea complexă a acestora se cunosc o serie de procedee, dintre care o importanţă deosebită o prezintă prăjirea clorurantă, ce se poate realiza la temperaturi ridicate (1 050—1 300°C), cînd majoritatea clorurilor metalelor neferoase sînt volatile, sau la temperaturi joase (300–600°C), cînd clorurile principalelor metale neferoase nu sînt volatile.

Ca variante apărute în literatura de specialitate a procedeului de clorurare pot fi citate:

— Prăjirea cenuşilor de pirită în două trepte în prezenţa NaCl, $MgCl_2$, KCl, $BaCl_2$ sau $CaCl_2$ şi cărbune; în prima etapă, prăjirea se realizează la 300–350°C timp de o oră, iar în a doua etapă, la 1 200–1 250°C timp de două ore. În aceste condiţii, gradul de recuperare a metalelor este de 80–88% pentru cupru şi 96–98% pentru zinc şi plumb (procedeu experimentat în U.R.S.S. [1].

— Prăjirea cenuşilor de pirită la 950°C în cuptoare cu strat fluidizat cu gaze care conţin 1,3% Cl_2 timp de circa 45 min, eliminîndu-se din pirită peste 80% din cupru şi integral sulful şi zincul (procedeu experimentat în Japonia [7].

— Prăjirea cenuşilor de pirită la 1 100–1 300°C, în scopul transformării sulfurilor în oxizi şi clorurarea în continuare la 1 000°C cu clor diluat; în aceste condiţii, conţinutul de cupru din cenuşă (0,6%) a fost redus la 0,047% (procedeu experimentat în R. F. a Germaniei [2], [6].

— Tratarea cenuşilor de pirită fin măcinate, cu un curent de clor; gazele rezultate sînt trecute prin apă, în care se dizolvă sărurile metalice şi acizii liberi. Din aceste soluţii se recuperează H_2SO_4, Cu, Pb, Au, Ag, Bi etc. (patent japonez).

Caracteristicile materiei prime şi încercări experimentale. Studiul ce se prezintă a avut ca scop stabilirea condiţiilor optime de clorurare a principalilor compuşi ai metalelor neferoase din cenuşile indigene, urmărindu-se parametrii care influenţează procesul de clorurare: temperatura, durata de prăjire, agentul clorurant, granulaţia încărcăturii, intensitatea încălzirii, compoziţia încărcăturii etc.

Prăjirea clorurant-volatilizantă. Cercetările au fost efectuate pe cenuşile de pirită (care aveau compoziţia prezentată în tabela 1), preparate în laborator din pirita provenită de la Leşul Ursului.

Tabela 1

Cu, %	Zn, %	Pb, %	S, %	Fe, %	As, %	Sb, %	CaO, %	MgO, %	Al_2O_3, %	SiO_2, %
1,6	3,8	1,94	4	52	0,25	0,4	0,4	0,4	1,5	8,3

Fenomenul de volatilizare a clorurilor metalelor neferoase, la temperaturi ridicate (1 000–1 300°C), permite să se prelucreze prin această metodă cenuşile de pirită rezultate în urma operaţiei de prăjire oxidantă al căror conţinut de metale neferoase nu trebuie să fie mai mare de 5–7%.

Experienţele de laborator s-au efectuat într-un cuptor rotativ, cu încărcarea peletelor în prealabil. Ca adaos clorurant s-a folosit clorura de sodiu sau amestec de clorură de sodiu şi clorură de calciu. Cantitatea de sare adăugată la cenuşe a variat de la 8 – 12%, pentru clorura de sodiu, şi de la 4 – 8%, pentru clorura de calciu. Temperatura de lucru era menţinută în limitele 1 150 ± 10°C la o durată de două ore.

În procesul de prăjire $PbCl_2$, $ZnCl_2$, practic se volatilizează complet, iar CuCl şi AgCl numai în proporţie de 53 – 70%. Clorura de fier în atmosferă oxidantă trece în oxid, degajînd clorul, care clorurează celelalte metale. De asemenea, pot să aibă loc reacţii de disociere termică a $FeCl_3$ şi $CuCl_2$, cu degajare de clor:

$$2FeCl_3 \rightarrow 2FeCl_2 + Cl_2$$
$$2CuCl_2 \rightarrow 2CuCl + Cl_2$$

SiO_2 şi Al_2O_3 prezenţi în cenuşile de pirită, în timpul prăjirii clorurante, în atmosferă oxidantă formează silicaţi şi aluminaţi de sodiu sau calciu, favorizînd, în acest fel, punerea în libertate a clorului din clorurile de sodiu şi calciu.

Rezultatele experimentale obţinute în urma prăjirii clorurante volatilizante pe clase granulometrice însumate sînt prezentate în diagrama din figura 1.

Cercetările efectuate arată că prăjirea clorurantă se aplică cu bune rezultate pentru tratarea acestui sort de cenuşi de pirită, cu conţinut de Ca, Pb şi Zn, adaosul optim de NaCl fiind de 10% din greutatea încărcăturii, granulaţia peletelor de 2 – 5 mm şi durata procesului de două ore.

Potenţialele termodinamice [4], [5] corespunzătoare reacţiilor posibile la prăjirea cloru-

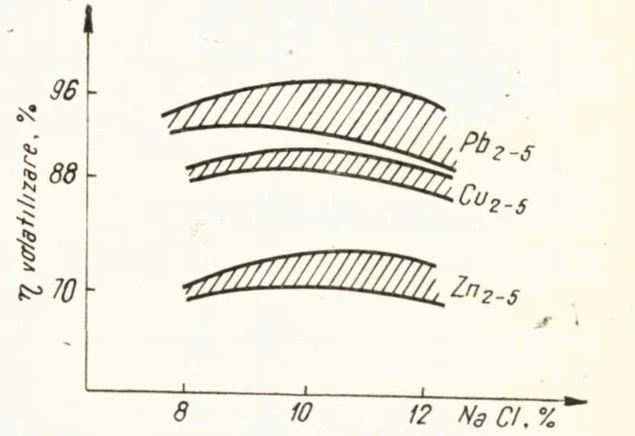


Fig. 1. Randamentul de volatilizare a metalelor neferoase în funcţie de adaosul de NaCl.

rant-volatilizantă, permit să se presupună existența a numeroase procese:

— Descompunerea sulfurilor conform reacției:

$$MeS + CaCl_2 + 2O_2 = MeCl_2 + SO_4Ca$$

— Clorurarea sulfurilor se desfășoară mai energic cu clor elementar. Ordinea de clorurare a sulfurilor elementelor prezente în încărcătură, funcție de valorile potențialelor termodinamice izobare, este următoarea: Cu, Fe, Pb, Zn.

— Clorurarea oxizilor nu se poate efectua cu clorura de calciu decît cu clor gazos din cauza valorilor mari și pozitive ale potențialelor termodinamice.

— Hidroliza clorurilor de plumb și zinc este puțin probabilă, probabilitatea fiind mult mai ridicată pentru clorurile de cupru și fier, mai ales dacă sînt prezenți vapori de apă.

Conform datelor experimentale, gradul de recuperare a metalelor neferoase a fost de 92 — 98% pentru Pb, 85 — 98% pentru Cu și 65 — 90% pentru zinc. Fierul a rămas aproape în întregime în cenușe, deoarece în atmosferă oxidantă, clorura de fier formată se descompune și fierul se oxidează. În timpul procesului de clorurare, sulfații de Fe, Cu și Zn prezenți în cantități mici în cenuși, avînd o temperatură de disociere mică (550—900°C), se descompun cu formarea SO_2, SO_3 și a oxizilor corespunzători; SO_2, SO_3 și O_2 reacționează cu clorurile de sodiu și calciu, eliberînd clorul care devine un puternic agent de clorurare [4], [5]. Alți sulfați ca: $PbSO_4$ și $MgSO_4$ încep să se disocieze numai la 900°C (SO_4Na_2 se descompune la 1 200°C) și de aceea el acționează direct cu NaCl, punînd în libertate clorul, conform reacției:

$$MeSO_4 + 2NaCl \rightarrow Na_2SO_4 + MeCl_2$$

Rezultatele experimentale confirmă faptul că în procesul de prăjire clorurantă în atmosfera oxidantă, pe măsura creșterii temperaturii a avut loc oxidarea sulfurilor la sulfați sau oxizi, cu degajare de SO_2 și SO_3 care la rîndul lor au reacționat cu NaCl și $CaCl_2$, punînd în libertate clorul care a avut un rol activ la clorurarea metalelor neferoase. Pe baza acestor fenomene s-a putut explica gradul mare de volatilizare a metalelor neferoase în timpul procesului de clorurare.

Prăjirea clorurantă la temperaturi joase. Cercetările experimentale efectuate în laborator, privind procedeul Duisburg, se referă la operațiile principale din cadrul fluxului tehnologic: prăjirea clorurantă, leșierea și extragerea metalelor din soluții; ca materie primă s-au utilizat cenușile de pirită de la Valea Călugărească cu următoarea compoziție chimică: 1,8% Cu; 1,8% Zn; 0,6% Pb; 55,4% Fe; 3,2% S; 9,12% SiO_2; 2,1% CaO; granulația s-a încadrat în următoarele limite: + 0,5 mm, 31,5%; +0,4—0,5 mm, 10%; + 0,3 — 0,4 mm, 18,5%; + 0,25 — 0,3 mm, 16,8%; + 0,25 — 0,15 mm— 15,5 mm, 7,7%.

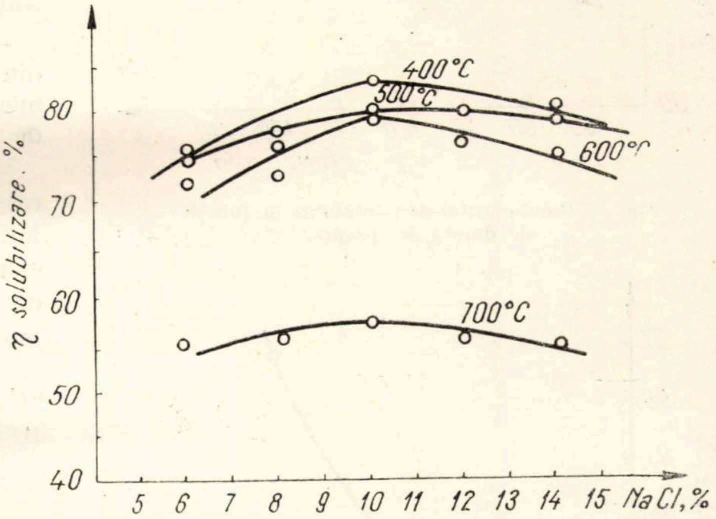


Fig. 2. Randamentul de solubilizare în funcție de adaosul de NaCl, la diferite temperaturi.

Experiențele de prăjire au fost efectuate într-un cuptor electric cu reglare automată a temperaturii (400—600°C). În timpul prăjirii, materialul a fost amestecat din 5 în 5 min, urmărindu-se influența adaosului de NaCl, a temperaturii și a duratei asupra randamentului de solubilizare.

Rezultatele cercetărilor efectuate arată că o dată cu mărirea adaosului de NaCl (temperatura de prăjire constantă 400°C), randamentul de trecere a cuprului în soluție crește pînă la 10% NaCl, ca apoi să scadă. Mărind temperatura de prăjire clorurantă la 500, 600, 700°C și lucrînd cu același adaos de NaCl, se observă același fenomen. La adaosuri mai mici de NaCl, randamentul de solubilizare a cuprului a fost mai scăzut datorită faptului că în aceste condiții clorurarea metalelor din încărcătură a fost insuficientă. La adaosuri mai mari de 10% NaCl scăderea randamentului de solubilizare a cuprului se poate explica prin faptul că în aceste condiții se formează soluții solide, pe bază de cloruri și alți compuși insolubili în reactivi.

O dată cu creșterea duratei de prăjire, randamentul de solubilizare a cuprului a fost mai mare, durata optimă de prăjire fiind de două ore (fig. 3).

Randamentul de trecere în soluție a cuprului a fost îmbunătățit, dacă s-a mărit temperatura procesului de solubilizare (fig. 4).

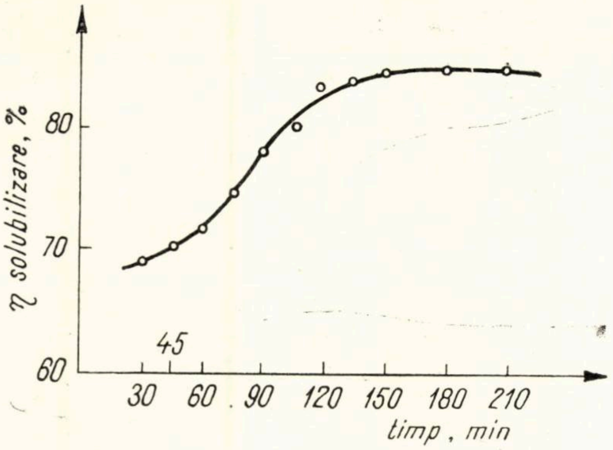


Fig. 3. Randamentul de solubilizare în funcție de durata de prăjire.

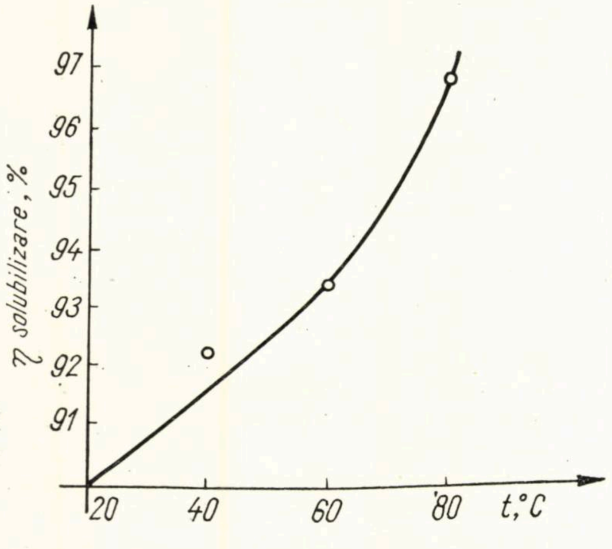


Fig. 4. Randamentul de solubilizare a cuprului în funcție de temperatură.

Cercetările experimentale efectuate asupra aplicării proceselor de clorurare la cenușile de pirită indigenă au dus la următoarele concluzii:

— Randamentele maxime de volatilizare a clorurilor se obțin la un adaos de 10% NaCl și la o granulație de +2 — 5 mm a peletelor încărcate în cuptorul rotativ; la prăjirea clorurantă la temperatură joasă, adaosul optim de NaCl a fost de circa 10%.

— Randamentul de solubilizare a cuprului din cenușile de pirită a fost influențat, în mare măsură, de condițiile procesului de prăjire și de leșiere (temperatură, durată etc.).

— Gradul de volatilizare a metalelor neferoase sub formă de cloruri din cenuși are valori maxime atunci cînd se utilizează numai clorură de sodiu sau și un amestec de clorură de sodiu și de calciu, cu mici adaosuri de cărbune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Zaberejnîi I. I., Rapalovici I. M., Fominih E. G. *Procedeu complex de tratare a cenușilor de pirită.* Tvetnîie Metallî, nr. 3, 1960, p. 29—37.

[2] *** *Clorurarea cenușilor de pirită.* Zeitschrift fűr Erzbergbau und Metallhüttenwesen, nr. 9, 1962, p. 447—462.

[3] Cornea A. și Moscovici A. *Prăjirea clorurantă a minereurilor oxidice.* Revista de chimie 11—12, decembrie 1963, p. 661—668.

[4] Orlovțev I. V., Teslițkaia M. V., Krestovnikov A. N. *Bazele teoretice ale prăjirii clorurante la temperaturi ridicate a cenușilor de pirită·* Tvetnîie Metallî, nr. 2, 1967, p. 32—36.

[5] Kubaschevski I. și Evans E. L. *Metallurgical Termochemistry.* Londra, Pergamon Press, Ltd., 1955.

[6] Patent R.F.G. 1 113 560/1962.

[7] Patent japonez 1907/1957.

Deformarea pieselor la tratamentul termic şi metodele de reducere a deformării

Dr. ing. A. ALOMAN
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 621.785 : 539.37

LA DÉFORMATION DES PIÈCES LORS DU TRAÎTEMENT THERMIQUE ET LES MÉTHODES UTILISÉES EN VUE DE SA RÉDUCTION

Un problème complexe, auquel on doit accorder une attention particulière dans les usines de construction des machines est celui de la variation des dimensions des pièces pendant les traitements thermiques et thermochimiques.

On analyse les causes de la déformation des pièces pendant les traitements thermiques et thermochimiques et l'on recommande de nombreuses mesures à prendre et des proceédés qui peuvent être utilisés (en rapport avec la qualité de l'acier, la forme, les dimensions et la destination de la pièce) pour réduire les déformations et pour stabiliser les dimensions. La connaissance approfondie des causes de l'apparitions des tensions internes et des déformations, ainsi que des méthodes destinées à les réduire, donne la possibilité d'assurer les propriétés optima et un fonctionnement irréprochable et de longue duré au moyen d'une des opérations les plus importantes du processus de fabrication des pièces pour machines — le traîtement thermique.

PIECE DEFORMATION DURING HEAT-TREATMENT AND METHODS FOR ITS REDUCING

A complex problem, to which must be paid a special attention in machine-building works, is that of piece size variation during heat-treatment and thermo-chemical treatment.

The present paper analyses causes of piece deformation during heat-treatments and thermo-chemical treatments and recommends several measures and proceedings which may be utilized (function of steel brand, shape, size and piece destination) in view to reduce deformation and make size steady. A thorough knowledge of causes which induce internal stresses and deformations, as well as of the methods for reducing the latter, allows — by means of one of the most important operations in processing machine pieces, namely heat-treatment — to grant optimal properties and a faultless, long-lasting run.

În timpul tratamentelor termice şi termochimice datorită tensiunilor interne pot apărea schimbări importante ale dimensiunilor şi formelor iniţiale ale pieselor metalice. Această deformare poate fi atît de pronunţată încît să producă rebutarea pieselor. Cunoaşterea aprofundată a cauzelor apariţiei tensiunilor interne şi a deformărilor, precum şi a metodelor de reducere a lor este o datorie de seamă a inginerului tehnolog tratamentist.

Tensiunile interne — cauză a deformării. Tensiunile interne pot fi împărţite în trei tipuri [1]:

— Tensiuni de ordinul I — macrotensiuni (tensiuni zonale) — care se echilibrează în volume de acelaşi ordin de mărime cu volumul pieselor. Aceste tensiuni au o orientare legată de conturul geometric al piesei. La îndepărtarea unei părţi a produsului sau la detaşarea unui strat de metal tensiunile se repartizează din nou, piesa suferind o modificare de volum.

— Tensiuni de ordinul II — microtensiuni — care se echilibrează în microvolume, adică în limitele unuia sau a mai multor grăunţi cristalini. Orientarea acestor tensiuni este independentă de configuraţia produsului.

— Tensiuni de ordinul III — ultramicrotensiuni — care se echilibrează în limitele uneia sau a mai multor celule elementare cristaline. Aceste tensiuni au o orientare independentă de forma piesei.

Pentru studiul influenţei tratamentelor termice au importanţă primele două categorii de tensiuni.

Tensiunile de ordinul I, care apar în cursul tratamentelor termice, se datorează în principal diferenţei de temperatură în secţiune.

Tabela 1

Faza	α, grad^{-1}	v, cm^3/g
Austenită	$23 \cdot 10^{-6}$	$0{,}12\,282 + 8{,}56 \cdot 10^{-6} t + 2{,}15 \cdot 10^{-3}$ %C
Ferită	$13{,}5 \cdot 10^{-6}$	$0{,}12\,708 + 5{,}528 \cdot 10^{-6} t$
Cementită	$12{,}5 \cdot 10^{-6}$	$0{,}13\,023 + 4{,}88 \cdot 10^{-6} t$
Martensită	$11{,}5 \cdot 10^{-6}$	$0{,}12\,708 + 4{,}45 \cdot 10^{-6} t + 2{,}79 \cdot 10^{-3}$ %C

Tensiunile de ordinul II, care apar în limitele unor volume mici, se datorează, în principal, diferenţei de volum în microporţiuni, determinată de proprietăţile constituenţilor structurali. (Gradientul de temperatură în limitele grăunţilor este foarte mic şi practic poate fi neglijat). În tabela 1 se prezintă coeficientul de dilatare şi volumul specific al fazelor din oţel [2].

Coeficienții de dilatare ai austenitei și martensitei se micșorează întrucîtva cu creșterea conținutului de carbon. Datele din tabela 1 arată că în timpul tratamentelor termice piesele din oțel suferă schimbări complexe de volum care pot provoca variații ale dimensiunilor lor. Cu mărirea de volum au loc transformările : eutectoidă A → F + C, martensitică A → M, separările feritei sau cementitei din austenită A → F sau A → C. Cu creșterea conținutului de carbon crește deformația care apare la călire, deoarece crește efectul de volum al transformării martensitice. Cu micșorarea de volum au loc transformările : formarea austenitei F + C A, dizolvarea feritei sau cementitei în austenită F → A sau C → A, descompunerea martensitei la revenire M → → F + C. Aceste schimbări de volum se suprapun celor provocate de dilatarea sau contracția la încălzire sau răcire. La încălzire, avînd în vedere plasticitatea crescîndă a oțelului, apariția tensiunilor și schimbarea dimensiunilor nu sînt prea periculoase dacă deformarea nu întrece o anumită limită și nu apar fisuri. Periculoase sînt schimbările de volum la răcire și în special la călire.

Deformarea oțelului cementat. În cazul oțelului cementat datorită existenței stratului superficial și miezului de compoziții diferite, schimbările de volum sînt și mai complexe. Problemele legate de interacțiunea stratului superficial și miezului în cursul tratamentului termic, precum și de volumele specifice în transformarea martensitică au fost studiate amănunțit [3]—[5], ajungîndu-se la următoarele concluzii :

— Pentru o compoziție dată a agentului de carburare, compoziție care determină gradul de saturare a stratului cementat, regimul de cementare practic nu influențează principial acțiunea reciprocă a stratului și a miezului în cursul tratamentului termic.

— Interacțiunea stratului cementat cu miezul are loc într-un interval de temperatură bine stabilit și nu în tot timpul răcirii de la temperatura de încălzire la temperatura mediului de călire.

— Principalii factori care determină intervalul de temperatură și intensitatea interacțiunii stratului cementat cu miezul la călirea oțelului cementat sînt : viteza relativă de răcire și temperatura maximă de încălzire.

— Pentru viteze de răcire apropiate comportarea oțelurilor de cementare de diverse compoziții este principial analogă.

— Tensiunile interne remanente încep să se formeze în oțel cînd intervalul de temperatură, în care are loc interacțiunea stratului cementat cu miezul, se găsește sub temperatura de recristalizare.

— Tensiunile interne remanente în oțelul cementat și călit depind nu numai de diferența dintre volumele specifice ale stratului cementat și miezului, ci și de intervalul de temperatură dintre sfîrșitul transformării austenitei în miez și în stratul superficial.

— Creșterea temperaturii de călire în domeniul ce depășește punctul critic al miezului este însoțită de o intensificare a interacțiunii stratului cementat cu miezul.

— La călirea oțelului cementat crește rolul tensiunilor structurale.

— În general, la suprafața oțelului cementat și călit acționează tensiuni de compresiune de 25 — 30 kgf/mm^2, iar în miez, tensiuni de întindere de valori mai mici.

Metode pentru reducerea deformărilor. Deformarea pieselor de oțel la tratamentul termic este un fenomen des întîlnit și practic s-au găsit metode pentru înlăturarea dacă nu completă, cel puțin parțială a ei.

– Metoda cea mai nerațională pentru înlăturarea deformărilor este aceea de îndepărtare prin prelucrare mecanică a unor adaosuri tehnologice mari. Această metodă complică și lungește procesul de confecționare a pieselor, scumpește considerabil prețul de cost al produsului și deseori înrăutățește calitatea piesei.

– Prin aplicarea unei viteze de răcire mai mici, de exemplu, prin trecerea de la călirea în apă la călirea în ulei sau în baie de săruri (bineînțeles cu condiția ca oțelul să permită această trecere, adică să posede o perioadă de incubație a austenitei mare) vor apărea tensiuni interne mai mici și deci deformarea va fi mai mică.

— În cazul călirii superficiale (CIF) deformarea piesei este mai mică, deoarece schimbările de volum au loc numai în stratul superficial. Deformarea crește cu mărirea adîncimii stratului călit deoarece crește efectul de volum al transformării martensitice [6].

— Pentru asigurarea uniformității schimbărilor de volum are importanță atît modul de scufundare a piesei în mediul de călire, cît și mișcarea piesei. Mișcarea piesei în baie creează o transmitere de căldură mai puternică, îndepărtează pelicula de vapori și asigură o răcire uniformă.

La scufundarea pieselor încălzite în mediul de călire trebuie respectate următoarele reguli : piesele constituite din părți groase și subțiri trebuie scufundate la început cu partea mai groasă ; piesele lungi și subțiri și arcurile trebuie scufundate în poziție strict verticală; piesele plane și subțiri (discuri, freze disc etc.) trebuie scufundate pe muchie ; piesele inelare subțiri (cilindru gol) trebuie scufundate cu axa perpendiculară pe suprafața mediului de călire ; piesele cu concavitate să nu fie scufundate cu concavitatea în jos, deoarece în acest loc se formează o peliculă de vapori stabilă care nu permite călirea corectă a acestei porțiuni.

— Deformările pot fi micşorate într-o anumită măsură prin coborîrea temperaturii de încălzire pînă la limita admisibilă.

— Prin aplicarea unor scheme de tratament termic care să cuprindă un număr minim de încălziri se obţine o reducere apreciabilă a deformărilor [7].

- Încălzirea uniformă a piesei pentru călire este o condiţie obligatorie pentru a obţine deformări mai mici.

— În cazul pieselor cementate, dacă temperatura şi compoziţia atmosferei carburante sînt omogene, difuziunea carbonului va fi la fel în toate punctele suprafeţei, stratul cementat va fi uniform, iar deformările vor fi repartizate proporţional cu raza de curbură. Un strat cementat uniform duce la simultaneitatea transformărilor structurale în zona superficială şi contribuie astfel la micşorarea deformărilor.

— Dacă piesa din oţel a fost forjată, o deosebită importanţă are uniformitatea forjării. Piesa care este compactă şi are aceeaşi densitate în întreg volumul va suferi la tratamentul termic ulterior o deformare mai mică.

— Pentru reducerea deformărilor se aplică deseori, în practica tratamentelor termice, călirea în prese sau în dispozitive speciale. Se recomandă de asemenea îndreptarea pieselor nu în momentul scoaterii lor din cuptor (la temperatură înaltă), ci la o temperatură puţin superioară punctului martensitic. În momentul transformării martensitice oţelul îşi micşorează rezistenţa, astfel că se poate uşor deforma permanent [8]. (De exemplu, o piesă de lungime mare, rezemată la cele două capete, încălzită peste Ac_3 şi apoi călită se încovoaie datorită greutăţii proprii numai în momentul transformării martensitice). Proprietăţile elastice scad brusc în momentul transformării martensitice dar după transformare oţelul capătă caracteristici elastice deosebite.

O îndreptare uşoară a piesei deformate se poate face şi în timpul revenirii martensitei, proces care provoacă o slăbire a rezistenţei oţelului.

Se consideră [9] că piesele se pot îndrepta uşor în timpul transformării martensitice datorită interacţiunii tensiunilor termice şi structurale opuse. Opoziţia tensiunilor există şi în cazul revenirii martensitei. Trebuie subliniat că opoziţia tensiunilor nu produce îndreptarea ci o uşurează. Micşorarea bruscă a rezistenţei oţelului la începutul transformării martensitice dă posibilitatea ca folosind nişte dispozitive simple să se înlăture nu numai deformările cauzate de încălzirea şi răcirea prealabilă dar şi deformarea principală care apare, după cum arată practica, în stadiul final al transformării martensitice. Această metodă de îndreptare a pieselor dă rezultate mai bune decît călirea în prese. În acest din urmă caz, piesa este strînsă în presă la temperaturi peste Ac_3 cînd oţelul are o însemnată rezistenţă la încovoiere. Presa învinge această rezistenţă şi piesa ia forma locaşului în care este pusă, rămînînd în această poziţie pînă la răcirea completă. La scoaterea din presă piesa se deformează într-o oarecare măsură. Înaltul grad de compresiune a piesei în presă în cursul întregii perioade de răcire creează însemnate dificultăţi schimbărilor de volum ce au loc în procesul transformării martensitice. Aceasta face ca la sfîrşitul transformării martensitice să existe tensiuni suplimentare care produc deformarea piesei.

Pentru exemplificare, se consideră cazul unor coroane dinţate care în urma cementării şi călirii suferă o micşorare a diametrului interior şi exterior. Dispozitivul de îndreptare se introduce în golul central al piesei în momentul scufundării în ulei. Diametrul dispozitivului trebuie să se aleagă mai mic ca diametrul interior al coroanei, cu jumătate din micşorarea diametrului în cazul călirii libere. Pentru ca dispozitivul să fie rigid şi să nu se deformeze sub acţiunea coroanei, trebuie să se confecţioneze din oţel carbon călit cu o duritate HRC $= 50 - 55$. Dacă îndreptarea făcută în timpul călirii nu este suficientă, se poate executa revenirea tot în dispozitive avînd în vedere că descompunerea martensitei este însoţită de o slăbire a rezistenţei oţelului.

— Pentru reducerea tensiunilor interne şi a deformărilor o aplicare din ce în ce mai largă o au unele procedee speciale de călire : călirea în două medii (întreruptă), călirea în trepte, călirea izotermă (bainitică), călirea fără deformare, călirea la dimensiuni stabile, călirea la temperaturi sub 0°C.

În cazul ,,călirii întrerupte'' piesa se scufundă la început în apă (pentru cîteva minute, fără să se ajungă la temperatura punctului M_s) după care se scoate la aer sau se scufundă în ulei. Se poate executa de cîteva ori trecerea apă — aer. Aceasta duce la micşorarea gradientului de temperatură în secţiune.

La ,,călirea în trepte'' răcirea are loc în săruri topite încălzite pînă la o temperatură puţin superioară punctului M_s. Răcirea şi menţinerea în baie de săruri se pot aplica numai pentru acele oţeluri aliate cu perioada de incubaţie a austenitei suficient de mare. Tensiunile interne care apar în piesă în timpul răcirii în baia de săruri se vor relaxa în urma unor deformări plastice locale permise de soluţia solidă austenită. Răcirea ulterioară se execută în aer. În momentul începerii transformării martensitice temperatura este aceeaşi în toate punctele secţiunii. În timpul transformării martensitice vor apărea tensiuni interne mai reduse deoarece transformarea are loc aproape simultan în toată piesa.

,,Călirea izotermă bainitică'' a pieselor de oţel este utilizată din ce în ce mai des datorită obținerii unor proprietăți mecanice bune ale pieselor, eliminării revenirii și reducerii deformărilor [10]—[14]. Prin menținerea izotermă dispare gradientul de temperatură în secțiune, iar în fiecare moment al transformării izoterme cantitatea de fază transformată este aceeași în fiecare punct al piesei. Dacă condiția de simultaneitate nu este satisfăcută diferențele de variații de volum specific rezultînd din inegalitatea gradului de transformare duc la apariția tensiunilor interne. Pentru ca aceste tensiuni să producă deformări cît mai reduse trebuie ca soluția solidă austenită să fie cît mai tenace, lucru realizabil dacă oțelul conține elemente de aliere Ni, Cr, Mo, etc. și dacă temperatura de menținere izotermă este mai coborîtă. Bainita inferioară este un constituent structural rigid și tensiunile care apar în timpul transformării bainitice nu produc deformare, ci un ușor ecruisaj.

Pentru sculele din oțeluri aliate la care nu se admite modificarea dimensiunilor în timpul călirii se aplică ,,călirea fără deformare" [15], care se bazează pe faptul că la un anumit raport între cantitatea de martensită și austenită reziduală, nu se modifică volumul inițial al piesei (anterior călirii, corespunzător structurii ferită+cementită) deoarece $V_M > V_{F+C} > V_A$. (Pentru evitarea deformării datorită gradientului de temperatură în secțiune călirea fără deformare include și o călire în trepte.) Reglarea cantității de austenită reziduală se poate face prin : variația temperaturii de călire (cu cît temperatura de călire este mai ridicată, cu atît cantitatea de austenită reziduală este mai mare) ; prin răcirea lentă în intervalul martensitic (aceasta favorizează creșterea cantității de austenită reziduală) ; pentru oțelurile care păstrează la călire o mare cantitate de austenită reziduală (și piesele prezintă dimensiuni mai mici decît cele inițiale) micșorarea acestei cantități pînă la un anumit raport austenită-martensită se poate realiza treptat prin reveniri de scurtă durată pînă cînd dimensiunile piesei devin egale cu cele avute înainte de călire. Răcirea lentă în intervalul martensitic are influență asupra dimensiunilor piesei și datorită faptului că produce și o revenire a martensitei formate, volumul piesei și deformarea micșorîndu-se. În practică, pentru fiecare calitate de oțel trebuie să se stabilească tehnologia de tratament termic care să producă deformarea minimă a pieselor.

Pentru multe din piesele de oțel prelucrate la dimensiuni precise (calibre, inele de rulmenți etc.) una din cele mai importante cerințe care determină calitatea și durata funcționării lor este stabilitatea dimensiunilor în timpul depozitării și exploatării îndelungate [16].

Prin ,,călirea la dimensiuni stabile" se urmărește stabilizarea structurii oțelului călit astfel încît piesele călite și rectificate să nu mai prezinte ulterior variații ale dimensiunilor datorate unor eventuale transformări lente. După călire structura oțelului aliat utilizat la fabricarea sculelor de precizie constă din martensită, carburi și austenită reziduală. Procesul de reducere a dimensiunilor pieselor în urma revenirii martensitei la temperatura camerei are loc extrem de lent (luni sau ani). Dacă anterior se aplică o revenire joasă la 150°C se poate considera că s-a asigurat stabilizarea martensitei față de procesele de revenire din timpul exploatării. Revenirea la 150°C contribuie și la egalizarea distribuirii tensiunilor interne și la o oarecare detensionare, ceea ce, de asemenea, influențează favorabil asupra stabilității dimensiunilor. Această revenire, însă, nu modifică aproape deloc cantitatea de austenită reziduală care la temperaturi obișnuite se transformă lent, izoterm, în martensită cu mărire de volum, provocînd deformări inadmisibile pentru piesele de precizie. De aceea pentru astfel de piese trebuie redusă cantitatea de austenită reziduală prin : coborîrea temperaturii de călire la minimum posibil, călirea cu o viteză de răcire cît mai mare, obținerea unei structuri de perlită globulară grosolană, anterior călirii, folosirea unui ușor ecruisaj mecanic care provoacă transformarea austenitei reziduale și prin tratamentul termic la temperaturi sub 0°C.

Stabilizarea completă a dimensiunilor pieselor confecționate din oțeluri a căror M_f se află sub temperatura ordinară se poate realiza numai prin ,,tratamentul termic la temperaturi sub 0°C", care asigură transformarea completă a austenitei în martensită [17]. Pentru majoritatea oțelurilor răcirea la temperaturi sub 0°C se poate face în gheață uscată (CO_2 solid) în care se atinge o temperatură de -78°C. Întrucît revenirea joasă stabilizează austenita reziduală, operațiile de tratament termic pentru piesele ale căror dimensiuni trebuie stabilizate se efectuează în următoarea succesiune : călire — tratament termic la temperaturi sub 0°C — revenire. Între călire și tratament termic la temperaturi sub 0°C este admisibilă o întrerupere în timp numai dacă punctul de stabilizare a austenitei $M_{st}(M_s > M_{st} > M_f)$ se află sub temperatura obișnuită.

Practic, pentru fiecare caz în parte, în funcție de compoziția chimică a oțelului, forma, dimensiunile, destinația și tehnologia de fabricație a pieselor, complexul de măsuri prezentat poate asigura reducerea completă (sau parțială) a deformărilor în timpul operațiilor de tratament termic și termochimic, precum și stabilizarea dimensiunilor pieselor de precizie în vederea unei funcționări ireproșabile, de lungă durată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Davidenkov N. N. *K itogam diskussii „O klassificaţii i proiavlenii ostatocinîh napriajenii”.* Zavodskaia laboratoria, vol. 26, nr. 7, 1960, p. 861.

[2]*** *Metallovedenie i termiceskaia obrabotka.* Spravocinik. Moscova, Metallurghizdat, 1956.

[3] Iuriev S. F. *Deformaţia stali pri himiko-termiceskoi obrabotke.* Moscova, Maşghiz, 1950.

[4] Iuriev S. F. *Udelinîe obiomî v martensitnom prevtaşcenii austenita.* Moscova, Metallurghizdat, 1950.

[5] Viaznikov N. F., şi Ermakov S. S. *Ostatocinîe napriajenia v stali pri himikotermiceskoi obrabotke.* Naucinîe dokladî vîsşei şkolî. Seria Metallurghia, nr. 3, 1958, p. 236.

[6] Golovin G. F. *Ostatocinîe napriajenia i deformaţii pri poverhnostnoi vîsokociastotnoi zakalke.* Moscova, Maşghiz, 1962.

[7] Davidenkov N. N. şi Lihacev V. A. *Neobratimoe formoizmenenie metallov pri ţikliceskom teplovom vozdeistvii.* Moscova, Maşghiz, 1962.

[8] Kaiuşnikov P. I. *Sovremennîe splavî i ih termiceskaia obrabotka.* Moscova, Maşghiz, 1958, p. 194.

[9] Nahimov D. M. *Sovremennîe splavî i ih termiceskaia obrabotka.* Moscova, Maşghiz, 1958, p. 207.

[10] Waterfall F. D. *Distortion and Cracking.* Metal Treatment and Drop Forging, vol. 25, nr. 150—151, 1958.

[11] Rosseau L. *Application of isothermal heat-treatment in the U.S.A.* Metal Treatment and Drop Forging, vol. 21, nr. 101, 1954, p. 75.

[12] Liedholm O. *Massnahmen zur Bekämpfung des Verzugs.* Das Industrieblatt, vol. 58, nr. 10, p. 1958, p. 77.

[13] Esterman K. H. *Die Izothermhärtung bei Einsatzstählen.* Das Industrieblatt, vol. 58, nr. 5, 1958.

[14] Patterman D. *Le choix des aciers pour engrenages et leur traitements thermiques.* La Métallurgie et la Construction Mécanique, vol. 89, nr. 4 — 7, 1957.

[15] Guleaev A. P. *Termiceskaia obrabotka stali.* Moscova, Maşghiz, 1960.

[16] Futorianskii I. V. şi Morozov A. P. *Metodî stabilizaţii razmerov pri termoobrabotke.* Kuibîşevskoe Knijnoe Izdatelstvo, Kuibîşev, 1960.

[17] Petrosian P. P. *Termiceskaia obrabotka stali holodom.* Kiev, Maşghiz, 1957.

ÎN ATENŢIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacţie în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor şi adresa lor exactă, pentru corespondenţă şi retribuţie.

— După titlul articolului, autorii vor indica: numele şi prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituţiei la care funcţionează.

— Articolele nu vor depăşi:

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează problema de tehnologie să cuprindă şi măsurile adecvate de protecţia muncii.

— Articolele originale vor fi însoţite de un rezumat de maximum 1 pag. în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obţinute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol şi va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărţi: numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul întreg al cărţii, în limba originală, editura, localitatea, anul apariţiei;

— pentru reviste sau alte publicaţii periodice: numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoţite de o legendă a figurilor.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restitue autorilor.

Turnarea pieselor pentru locomotiva electrică şi întrerupătoarele de medie şi înaltă tensiune din fontă cu grafit nodular cu plasticitate ridicată*

Ing. D. M. ŞTEFĂNESCU, ing. GH. BOLINTINEANU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

Ing. GH. MURAREŢU, ing. D. DRĂGĂNESCU şi ing. V. BRABIE
Uzinele „Electroputere" – Craiova

CZ 669.131.7 : 621.335.2

LE MOULAGE DES PIÈCES POUR LA LOCOMOTIVE ÉLECTRIQUE ET LES INTERRUPTEURS DE MOYENNE ET DE HAUTE TENSION, EN FONTE À GRAPHITE NODULAIRE À PLASTICITÉ ÉLEVÉE

On présente les résultats obtenus à la suite des essais de mise au point de la technologie d'élaboration, de moulage et de traitement thermique des fontes à graphite nodulaire ayant les caractéristiques mécaniques suivantes : $\sigma_r \geqslant 40$ *kgf/mm*^{2}, $\delta \geqslant 15$ *%, à l'usine „Electroputere" de Craiova. On a constaté que la composition chimique optima de la fonte est : 3,5 — 3,9% C ; 2,1—2,6% Si ; Mn le moins possible ; max. 0,05% P ; max. 0,02% S ; 0,04—0,08% Mg ; max. 1% Ni. On a utilisé, comme matières de charge les fontes brutes de Vlăhiţa, feraille du matériel récirculé, du coke de pétrole. La fonte a été nodulisée avec des préalliages FeSiCaMg (Nodulin 1) de fabrication roumaine. On donne des indications concernant la technologie de moulage ainsi que le traitement optimal de feritisation.*

CAST PARTS FOR THE ELECTRIC ENGINE AND MEDIUM- AND HIGH-TENSION SWITCHES MADE OF NODULAR CAST IRON WITH HIGH PLASTICITY

The paper presents the results obtained during experiments performed in view to finalize elaboration, casting and heat-treatment of nodular cast iron with following mechanical characteristics : $\sigma_r \geqslant 40$ *kgf/mm*^{2} ; $\delta \geqslant 15$*%, at „Electroputere"-Works Craiova. It was established that optimal chemical composition was the following : 3.5 — 3.9% C ; 2.1 — 2.6% Si ; Mn as low as possible ; max. 0.05% P ; max. 0.02% S ; 0.04 — 0.08% Mg ; max. 1% Ni. Raw cast iron from Vlahiţa, scarp recycled material and petrol coke were utilized as raws materials. Cast iron was nodulized with FeSiCaMg (Nodulin 1) pre-alloys, of Rumanian provenience. Indications are given regarding moulding technology and optimal ferritization treatment.*

Lucrarea de faţă cuprinde rezultatele obţinute în încercările efectuate pentru stabilirea tehnologiei de elaborare şi turnare în piese a fontelor cu grafit nodular cu caracteristici mecanice superioare.

Obiectivul urmărit a fost obţinerea a circa 30 de repere pentru locomotiva electrică şi întrerupătoarele de medie şi înaltă tensiune în uzinele „Electroputere" — Craiova, din fontă cu grafit nodular cu caracteristicile $\sigma_r \geqslant 40$ kgf/mm^2 şi $\delta \geqslant 15\%$, piese ce pînă la definitivarea acestei lucrări se importau din Suedia şi din Franţa.

Compoziţia chimică a fontelor elaborate a variat în limitele indicate în tabela 1.

Variaţia procentului de carbon în limite largi s-a făcut pe baza introducerii fierului vechi în încărcătură sau carburarea acesteia cu cocs de petrol.

Variaţia cantităţii de siliciu s-a făcut pe seama încărcăturii, prealiajelor pentru nodulizare şi modificatorilor introduşi după nodulizare.

Conţinuturile de mangan şi fosfor nu au fost urmărite în mod special, limitele de compoziţie apărînd datorită compoziţiei chimice a materialelor de încărcare. Magneziul şi nichelul au variat în funcţie de asimilările pe care le-au avut prealiajele de nodulizare în fontă.

La încheierea lucrării s-a ajuns la concluzia că compoziţia chimică optimă pentru fontele cu grafit nodular cu plasticitate ridicată este cea indicată în tabela 2.

Tabela 1

C, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %	Mg, %	Ni, %
2,63–4,16	1,43–3,75	0,42–0,79	0,030–0,074	0,01	0,020–0,11	0–1,70

Tabela 2

C, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %	Mg, %	Ni, %
3,5–3,9	2,1–2,6	minim posibil	maxim 0,05	maxim 0,02	0,04–0,08	maxim 1

---

* Lucrarea a fost prezentată la a IV-a Conferinţă de turnătorie — Bucureşti — mai 1969.

Ca materiale de încărcare s-au folosit fonte brute Vlahița, fier vechi, material recirculat, cocs petrol, materiale pentru desulfurare și zgură (carbid, silicocalciu etc.).

Încercările efectuate au arătat că la obținerea fontelor cu grafit nodular cu plasticitate ridicată, componentele încărcăturii pot varia în limite largi. În cadrul încercărilor efectuate s-au folosit încărcături cu pînă la 50% fier vechi și pînă la 70% recirculat, care au dus la rezultate bune. Fierul vechi a fost sortat, folosindu-se numai cel cu conținuturi joase de mangan.

Fontele brute folosite au avut conținuturi scăzute de siliciu, necesarul fiind completat prin adaosul prealiajului pentru nodulizare, și prin modificare cu ferosiliciu în oală. În cazul cînd conținutul de sulf în încărcătură a fost mai ridicat (peste 0,04), s-au făcut desulfurări în cuptor fie cu silicocalciu, fie cu carbid (cuptor cu inducție) sau prin formarea unei zgure albe (cuptor electric cu arc).

Topirea fontelor s-a făcut la Institutul de cercetări tehnologice pentru construcția de mașini, în cuptor cu inducție cu căptușeală acidă de 100 kg capacitate, la 2 800 Hz, iar la uzinele Electroputere, într-un cuptor cu arc cu căptușeală bazică de 500 kg capacitate.

Modul de lucru la topirea șarjelor de fontă pentru nodulizare nu s-a deosebit de cel de la topirea fontelor cenușii în aceleași utilaje de topire.

În cazul în care s-a folosit o cantitate mai mare de fier vechi în încărcătură, carburarea s-a făcut în cuptor, cu cocs de petrol.

Carburantul a fost încărcat o dată cu materialele reci, chiar pe vatră. Asimilarea carbonului a depins de temperatura la care a fost încălzită baia de fontă. Astfel, la o temperatură a băii de 1 500°C și la un conținut de 1,3—1,6% Si, asimilarea carbonului din cocs de petrol a fost de 85%. Această asimilare se schimbă mult dacă variază temperatura de supraîncălzire sau conținutul de siliciu al băii. Este de dorit însă o temperatură de minimum 1 500°C, care să permită atît dizolvarea carbonului din carburant, cît și dizolvarea grafitului prezent în încărcătură.

Metodele folosite pentru nodulizare. Fontele cu grafit nodular s-au obținut prin nodulizare cu magneziu metalic în recipient închis și cu prealiaje cu magneziu. Pentru efectuarea încercărilor s-au elaborat mai multe tipuri de prealiaje cu conținuturi variabile de Ca, Si, Fe, Mg, a căror compoziție este dată în tabela 3.

Aceste prealiaje s-au elaborat la I.C.T.C.M. în cuptorul cu inducție de 100 kg capacitate, din încărcături ce au conținut FeSi 75, FeSi 45, siliciu metalic, SiCa, deșeuri de oțel, magneziu metalic, nichel metalic.

Elaborarea prealiajelor s-a făcut prin două procedee: în straturi (tot materialul se introducea în cuptor, adăugarea făcîndu-se pe măsură ce porția anterioară se topea) și procedeul deversării unei topituri ce conținea Fe, Si, Ca, Ni într-o oală în care se găsea magneziul bloc.

Tabela

Prealiajul	Compoziția chimică, %					
	Fe	Si	Ca	Mg	Al	Ni
B_1	16—22	40—50	19—24	10—15	1—3	—
B_4	25—40	40—44	10—13	10—15	1—3	—
Nodulin 1	38—42	38—45	4—8	10—15	1—3	—
BN	40—45	35—40	2—5	4—6	1—2	8—10

În ambele procedee prealiajul s-a turnat din oală în cochile plane, iar după răcire s-a spart și folosit la o granulație de 10—30 mm.

Cu primul procedeu nu s-au obținut rezultate constante și de aceea el a fost abandonat. Date mai complete în legătură cu elaborarea acestor prealiaje pot fi găsite în lucrarea [1].

Din încercările ulterioare efectuate pentru obținerea fontelor cu grafit nodular cu plasticitate ridicată s-au reținut ca eficiente prealiajele: B_4, Nodulin 1 și BN.

Din tipul de prealiaje B_4 și Nodulin 1 s-au executat la Institutul de cercetări tehnologice pentru construcția de mașini peste 30 șarje (din fiecare șarjă obținîndu-se circa 35 kg prealiaj), caracterizate printr-o elaborare, ușoară structură omogenă și compoziție chimică constantă. Aceste prealiaje au fost întrebuințate atît la încercările pentru obținerea fontelor cu grafit nodular pentru locomotiva electrică și întrerupătoarele de medie și înaltă tensiune, cît și pentru diferite piese turnate în laboratorul institutului (corpuri de distribuitoare, corpuri de motoare cu pistoane rotative etc.).

Folosirea acestor prealiaje duce la o asimilare mare a magneziului în fontă (3,5 — 40%) datorită greutății lor specifice ridicate ($\gamma \cong 4 kg/dm^3$) și la o puritate ridicată a fontei (zgura formată după nodulizare se ridică foarte repede la suprafața fontei lichide și este ușor îndepărtată).

Prealiajul s-a introdus într-un buzunar în fundul oalei de nodulizare (fig. 1), s-a acoperit cu bucăți de tablă de 2—5 mm grosime apoi în oală s-a introdus fontă topită și supraîncălzită la 1 470—1 510°C.

Cantitatea de prealiaj dat pentru nodulizare a variat între 1,5 și 2,5%, în funcție de cantitatea de sulf a topiturii de fontă; asimilarea s-a calculat cu relația:

$$A = \frac{S_{\text{inițial}} \cdot 3/4 + \text{Mg}_{\text{rezidual}} \times 100}{\text{Mg}_{\text{adăugat}}}$$

În prima fază a încercărilor s-au făcut nodulizări și cu magneziu metalic în recipient închis de 100 kg capacitate; magneziul bloc era introdus într-un buzunar al recipientului și intra în contact cu fonta lichidă prin bascularea

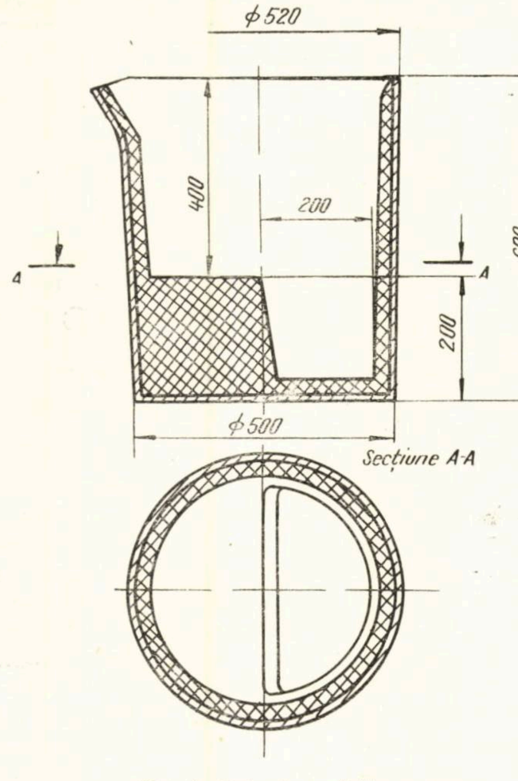


Fig. 1. Oala de nodulizare.

recipientului. Deși s-au obținut fonte cu $\sigma_r \geqslant 40$ kgf/mm^2 și $\delta \geqslant 15\%$, rezultatele nu au fost satisfăcătoare întrutotul deoarece datorită procedeului temperatura de turnare a scăzut considerabil, iar fonta a fost de multe ori impurificată cu zgură, care decanta mai greu [2].

După topire fonta a fost tratată în oala de nodulizare deschisă (cu prealiaje cu magneziu) sau în recipientul închis (cu magneziu metalic).

După terminarea reacției cu magneziu s-a îndepărtat zgura de la suprafața fontei lichide și s-au făcut modificările cu FeSi 75.

Cantitatea de FeSi dată pentru modificare a variat între 0,3 și 0,8%, în funcție de cantitatea de prealiaj pentru nodulizare, asimilarea siliciului în acest ultim caz fiind de 85%. Modificările cu FeSi s-au executat chiar în oala de turnare de tip ceainic. Cînd turnările s-au executat la uzinele „Electroputere" — Craiova, din oala de 500 kg , în care s-a efectuat nodulizarea, fonta s-a transvazat în oala ceainic de mînă, de 50 kg, pe fundul căreia se găsea FeSi pentru modificare.

Pierderile de căldură la aceste transvazări au fost destul de mici, fonta din ultima oală ceainic fiind suficient de caldă (variind între 1 340 și 1 380°C, temperatură luată cu pirometrul optic cu corecție).

Din fiecare șarjă elaborată s-au turnat fie epruvete orizontale prevăzute cu maselote (normă suedeză), fie epruvete conform STAS 6071/64.

Epruvetele au fost încercate în stare brut turnată și după tratamentul termic de feritizare.

Tehnologia de formare. Fonta tratată a fost turnată în domeniul de temperaturi normale pentru fonte, nefiind necesare amestecuri speciale. Turnarea s-a executat la crud pentru piesele mici și la uscat pentru piesele mari. Pentru amestecul de model s-au folosit, cu rezultate bune, rețetele utilizate frecvent în turnătoria de oțel a uzinelor „Electroputere" — Craiova.

Pentru fontele cu grafit nodular, nodulizate cu prealiaj tip B_4 și modificate cu 0,4% FeSi, contracția în stare brut turnată (structură perlito — feritică) a fost de 1,25%, iar în stare recoaptă (structură feritică), de 0,9%. La piesele cu grosimi mici de perete (de ex. carterele pentru licența Delle) pentru împiedicarea apariției cementitei în structură, care mărește tendința de deformare a pieselor, s-a folosit o cantitate mai mare de FeSi pentru modificare (0,8%).

S-a căutat ca la toate piesele să se folosească sistemul de alimentare care să dea metal curat cu turbulență minimă. S-au folosit colectoare de zgură lungi, care erau adînci în comparație cu lărgimea lor. Alimentatoarele au fost legate cu cavitatea formei cu atacuri subțiri. La toate piesele s-a folosit turnarea cu rețea sub presiune, la care strangularea are loc la alimentatoare.

La primele piese turnate cu grosime sub 12 mm și a căror alimentare nu a fost corect făcută, s-au observat defecte de suprafață, datorate impurităților nemetalice (MgO, MgS sau amîndouă) care au apărut ca mici pete negre neregulate. Defectele de acest tip au fost mai frecvente în amestecurile crude cu umiditate ridicată decît în amestecurile uscate și s-au observat mai rar la piesele mari. Pentru înlă-

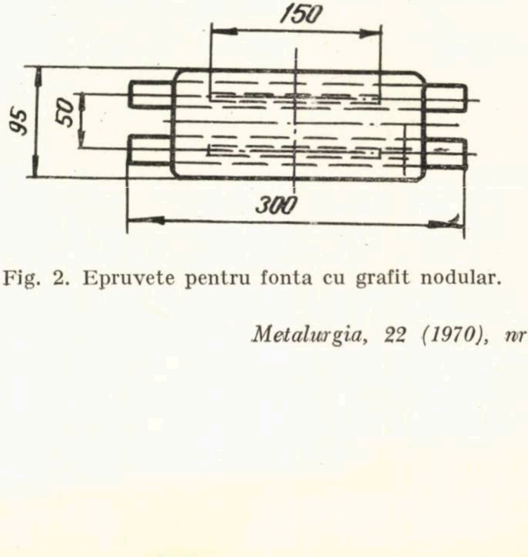


Fig. 2. Epruvete pentru fonta cu grafit nodular.

turarea acestor defecte, care sînt foarte frecvente, a fost necesară completa înlăturare a zgurei înainte de turnarea fontei, fonta trebuind să aibă o temperatură ridicată (peste 1 340°C).

Rapoartele secţiunilor piciorului pîlniei colectorului de zgură şi alimentatoarelor au fost adoptate la toate piesele 4:8:3, iar aria alimentatoarelor a variat în funcţie de greutatea pieselor de turnat.

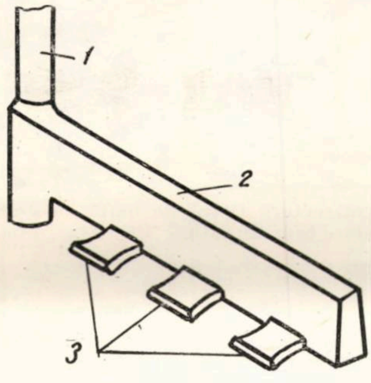


Fig. 3. Sistem de alimentare sub presiune:
1 – piciorul pîlniei; 2 – colectorul de zgură; 3 – alimentatoarele.

Turnarea făcîndu-se cu reţea sub presiune, sistemul de turnare a fost în permanenţă plin cu metal, micşorînd posibilităţile de oxidare a metalului şi de antrenare a gazelor.

Pentru ca zgura să să nu pătrundă în alimentatoare, colectorul a depăşit întotdeauna ultimul alimentator (fig. 3).

Pentru reţinerea eficientă a zgurei s-a încercat şi introducerea ,,curselor'' de zgură în sistemul de alimentare, miezuri separatoare în colector, zăgazuri în sistemul de alimentare. Cele mai eficiente s-au dovedit nişele din partea superioară a colectorului, plasat înaintea atacurilor, care s-au prevăzut la toate alimentatoarele construite pentru piesele mari (carcasele reductor, scuturile, puntea port perii).

Piciorul pîlniei a fost prevăzut la partea de jos cu o adîncitură sub nivelul colectorului, care primeşte metalul la începutul turnării şi care joacă apoi rol de amortizor pentru restul metalului căruia îi reduce turbulenţa.

S-au folosit maselote directe, laterale şi maselote închise. Greutatea totală a maselotelor a variat în funcţie de greutatea şi complexitatea pieselor. Astfel, pentru reperul carter (licenţa Delle), greutatea maselotei a reprezentat circa 25% din greutatea piesei, iar la reperul carcasă reductor superior, circa 40%; aceste repere sînt prezentate în figurile 4 şi 5.

Diametrul maselotelor s-a admis egal cu grosimea piesei minus 50 mm. Înălţimea maselotei s-a luat de două ori diametrul. Dimensiunea minimă la gîtul maselotei s-a luat aproximativ egală cu grosimea piesei sau ceva mai mică.

La piesele mari (carcasele reductor), cînd maselotele directe erau aproape umplute, se continuă turnarea prin ele.

Datorită temperaturilor corecte de turnare, fontele au avut o fluiditate bună şi nu au apărut defecte datorită neumplerilor.

Curăţarea pieselor s-a făcut prin sablare. Îndepărtarea maselotelor şi reţelelor de turnare s-a făcut cu flacără oxiacetilenică fără probleme deosebite.

Tratamentul termic. Piesele în stare brut turnată au avut structuri perlito-feritice cu grafit modular şi în anumite cazuri cantităţi de pînă la circa 15% cementită liberă. Durităţile în stare brută de turnare au variat între 205 şi 270 HB (pe probe de ∅ 30 mm).

Pentru obţinerea unei plasticităţi maxime a fost necesar să se aplice un tratament termic

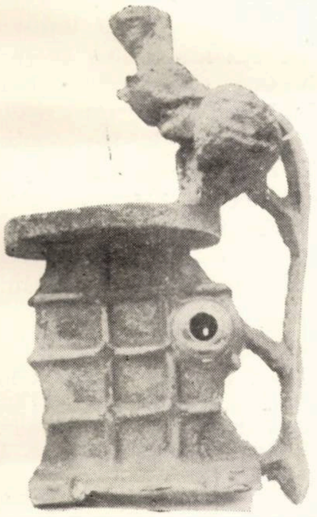
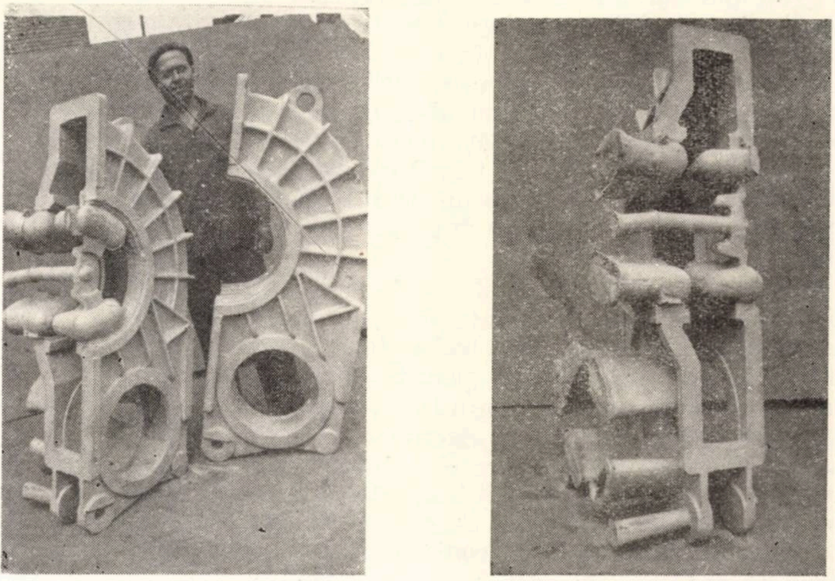


Fig. 4. Reperul carter (de la întrerupătoarele de medie şi înaltă tensiune).



a *b*

Fig. 5. Reperul carcasă reductor superior (locomotiva electrică):
a – ansamblu; *b* – reţea de turnare şi maselote.

pentru obţinerea masei de bază feritice. Acest tratament s-a făcut în două stadii : tratamentul de menţinere de scurtă durată în primul stadiu de grafitizare (încercările fiind făcute la temperatura de 860–920°C cu menţinere de respectiv 5–2 h) ; tratamentul la temperatură în jurul temperaturii critice pentru grafitizarea perlitei (de la 4 la 7 h la temperaturi de 680–740°C).

În limitele arătate, cu cît este mai ridicată temperatura folosită pentru stadiul al doilea, cu atît este mai rapidă recoacerea. La ridicarea în continuare a temperaturii, cantitatea de perlită poate să crească peste 5% şi deci alungirea să scadă.

Tratamentul termic s-a executat în cuptoare obişnuite cu muflă. Cantitatea de mangan din fontă s-a căutat să fie cît mai mică posibil deoarece fontele cu mangan ridicat necesită un tratament mai lung în stadiul II decît fontele cu mangan scăzut.

Siliciul deşi măreşte viteza de descompunere a cementitei are, în ambele cazuri, un efect negativ asupra plasticităţii şi rezilienţei. Astfel, pentru fonte cu conţinut de siliciu între 3,3 şi 3,75 prin modificare cu prealiaj BN, s-au obţinut fonte de calitatea $\sigma_r = 53$ kgf/mm^2 şi $\delta = 14\%$, în timp ce pentru fonte cu conţinuturi de 2,4 – 2,6 % siliciu, obţinute în aceleaşi condiţii, $\sigma_r = 46$ kgf/mm^2 şi $\delta = 17\%$. La conţinuturi mai mici de 2,1% siliciu şi stadiul I trebuie lungit, deoarece datorită unei cantităţi mai scăzute de siliciu, difuzia carbonului este mai lentă.

Deoarece nichelul acţionează în acelaşi sens cu manganul, ca stabilizator al perlitei, el a fost limitat în fontă la 1%.

După tratamentul termic fontele au prezentat structuri feritice, duritatea pe probe de $\varnothing$ 30 mm variind între 148 şi 174 HB. În figurile 6 şi 7 sînt prezentate structurile tipice obţinute în stare brută şi în stare feritizată.

Proprietăţi mecanice obţinute. Prin modul de lucru descris mai sus s-au obţinut, în mod constant, piese cu proprietăţi mecanice $\sigma_r \geqslant 40$ kgf/mm^2 şi $\delta \geqslant 15\%$; turnătoria uzinelor „Electroputere'' a avut la începutul anului 1969 circa 250 şarje turnate după această tehnologie.

Rezilienţele s-au executat conform STAS pe probe necrestate, debitate din epruvetele de tracţiune, şi s-au realizat valori între 1,8 şi 13,2 kgfm/cm^2, valori date pentru structurile feritice obţinute după tratamentul termic. În cazul elaborării în cuptorul electric cu arc, în care se făcea şi o defosforare înaintată (sub 0,05% P), valorile rezilienţei s-au plasat către valorile maxime. Rezilienţe ridicate s-au obţinut şi la anumite şarje cu conţinut ridicat de siliciu (Si=3,25%) la care însă manganul era sub 0,5%. S-a constatat însă că pentru rezilienţe ridicate este totuşi indicat să se micşoreze atît conţinutul de mangan, cît şi conţinutul de siliciu.

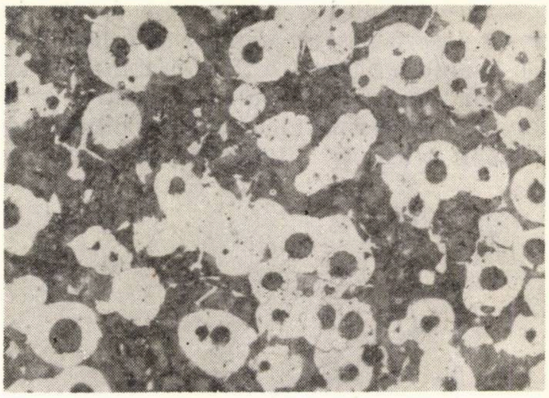


Fig. 6. Microstructură tipică de fontă cu grafit nodular în stare brut turnată × 100. Atac nital.

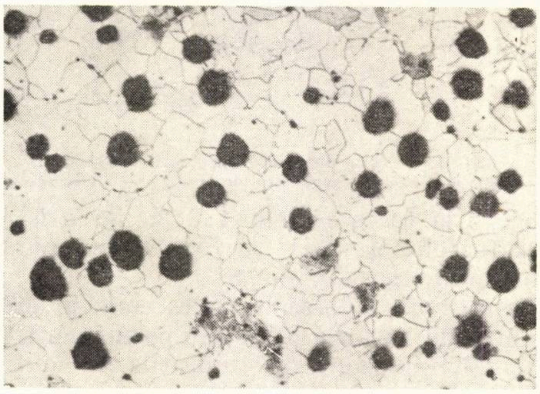


Fig. 7. Microstructură tipică de fontă cu grafit nodular feritizată × 100. Atac nital.

Pe acest tip de fonte nu s-au făcut încercări privind modulul de elasticitate şi rezistenţa la oboseală.

Concluzii

La încheierea lucrării s-a tras concluzia că în condiţii obişnuite de turnătorie însă printr-o elaborare în cuptor electric sau cu inducţie, o compoziţie chimică optimă şi un tratament termic corect se pot obţine constant, după procedeul expus mai sus, fonte cu grafit nodular cu alungiri de 15–20% la rezistenţe de rupere la tracţiune de 41–45 kgf/mm^2.

Aceste fonte, cu proprietăţi mecanice ridicate, pot înlocui oţelul în multe din piesele folosite în construcţia de maşini, aducînd astfel importante economii prin reducerea preţului lor de cost.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ştefănescu D. M. şi Bolintineanu Gh. *Elaborarea prealiajelor Fe–Si–Mg şi Fe–Si–Ca–Mg folosite la obţinerea fontelor cu grafit nodular de calitate superioară.* Buletinul tehnic al I.C.T.C.M., nr. 1 1968, p. 5 – 17.

[2] Ştefănescu D. M. şi Bolintineanu Gh. *Încercări de obţinere a fontelor cu grafit nodular cu caracteristici mecanice ridicate.* Buletinul tehnic al I.C.T.C.M., nr. 3, 1968, p. 3 – 15.

Consideraţii privind laminarea ţevilor cu pereţi subţiri pe laminorul de 400 mm

Ing. L. TĂTARU
Uzina de ţevi – Roman

CZ 621.771.28

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LE LAMINAGE DES TUBES À PAROIS MINCES, SUR LE LAMINEUR DE 400 MM

Les tubes à parois minces présentent des avantages pour l'économie nationale, car de la même quantité de métal on peut obtenir un plus grand nombre de mètres de tube laminé. C'est ainsi que, malgré que les diamètres des tubes sont restés relativement constants, les épaisseurs des parois ont diminué d'une année à l'autre et actuellement les tubes à parois minces représentent la grande partie de la production de tubes, spécialement pour les tuyaux.

Le laminage de ces tubes crée une série de difficultés dans la fabrication, qui exigent la prise de certaines mesures d'ordre technologique et économique, tant en ce qui concerne le tonnage physique réalisé qu'en ce qui concerne les coûts de fabrication (la productivité de la ligne de laminage au laminage des tubes à parois minces décroît de 15 à 30%, tandis que les consommations spécifiques s'élèvent).

Pour élucider ces problèmes on a pris comme point de départ les efforts de laminage générés par les différents facteurs technologiques de l'aggrégat duo, effort qui varie d'une manière proportionnelle inverse avec l'épaisseur de la paroi du tube et avec la température de laminage, ce fait étant valable aussi pour le rest des aggrégats du flux de laminage.

CONSIDERATIONS REGARDING THIN-WALL TUBE ROLLING ON 400 MM ROLLING-MILL

Thin-wall tubes have a great advantage as regards national economy: out of the same quantity of metal, a greater length of rolled tube can be obtained. Though tube diameter remained relatively constant, wall thickness decreased year by year, so that thin-wall tubes detain at present the greatest share in tube production, especially in pipes.

Rolling of this sort of tubes brings forth a series of processing difficulties, which call for economic and technological measures as regards net-weight output and manufacturing expenses as well (rolling-line performance in thin-wall tube rolling decreases by 15—30%, while specific consumption increases).

In view to elucidate these questions, investigations were performed, starting from rolling stresses generated by various technological elements of the duo mill, stresses which vary inversely proportional with wall thickness and rolling temperature. This assertion is true also for the rest of the rolling line equipment.

Laminorul de la Roman este destinat producţiei de ţevi din oţel fără sudură cu diametrul exterior cuprins între 127 şi 426 mm şi grosimi de perete între 4 şi 40 mm.

Producţia de ţevi pe laminorul de 400 mm de la Roman a crescut de la an la an, ajungîndu-se pentru anul 1968 la o depăşire a capacităţii proiectate cu 117% la tonajul realizat, respectiv cu 130% la metraj (ţeavă ajustată) într-o gamă de dimensiuni cuprinsă între diametrul exterior de 168 şi 377 mm şi grosimea de perete de 5—65 mm.

Dinamica creşterii producţiei în t, respectiv în km ţeavă ajustată, este redată în figurile 1 şi 2 (faţă de proiectul iniţial).

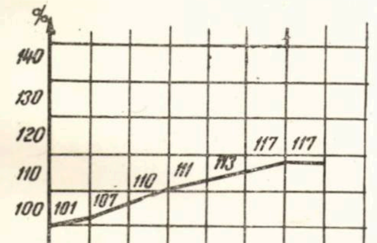


Fig. 1. Dinamica creşterii producţiei în t ţeavă finită.

Dacă în decursul anilor diametrele exterioare au rămas relativ constante, grosimile de perete au scăzut de la an la an, ajungîndu-se ca în momentul de faţă ponderea producţiei, în special la conducte, să fie grupată spre pereţii minimi, cu tendinţă de scădere în continuare (fig. 3).

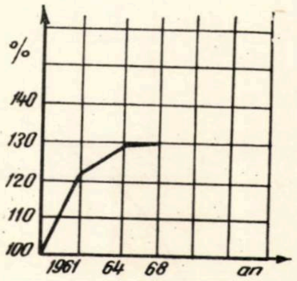


Fig. 2. Dinamica creşterii producţiei în km ţeavă finită.

Evident, laminarea al pereţi din ce în ce mai subţiri prezintă o serie de avantaje pentru beneficiarii de ţevi, respectiv pentru economia naţională.

Din punct de vedere a fabricaţiei însă, această problemă prezintă o serie întreagă de dificultăţi atît în ceea ce priveşte tonajul fizic realizat, cît şi costurile de fabricaţie.

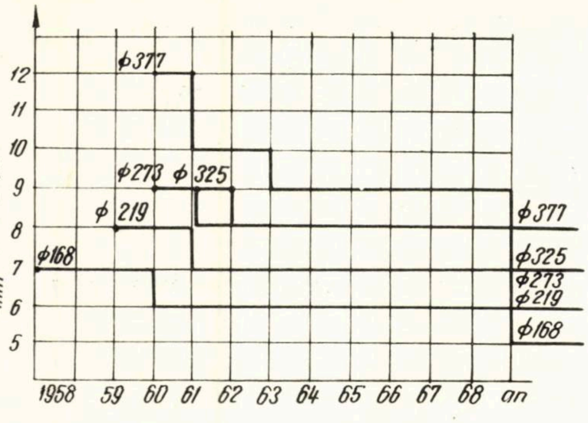


Fig. 3

Pentru elucidarea cîtorva probleme din cele prezentate mai sus, se vor arăta, în continuare, eforturile de laminare generate de diverşi factori tehnologici la unul din agregate şi anume la duo, eforturi care la rîndul lor depind de grosimea peretelui laminat şi care îşi pun amprenta pe o serie de elemente ale costurilor de fabricaţie şi a dificultăţilor de laminare.

a. Efortul axial de laminare la duo. Deformarea materialului în agregatul duo are loc între cilindrii de laminare şi partea conică a dopului (fig. 4). Partea cilindrică a dopului este necesară pentru stabilirea poziţiei acestuia în calibru. Pe părţile cilindrică şi conică ale dopului, aşa după cum rezultă din figura 4, acţionează două forţe specifice: de compresiune, P_0, de frecare, t_0.

Făcînd proiecţia forţelor pe orizontală se obţine relaţia:

$$Q = Q_p + Q_t \qquad (1)$$

în care:

Q_p este proiecţia orizontală a forţei de compresiune;

Q_t — proiecţia pe orizontală a forţei de frecare.

Din relaţia (1) rezultă:

$$Q_p = P_0 \cdot \sin\beta\, F_k,\ \text{kg} \qquad (2)$$

$$Q_t = t_0 \cdot F_k \cdot \cos\beta + t_0 \cdot F_t,\ \text{kg} \qquad (3)$$

în care:

β este unghiul conicităţii dopului, grade;

F_k — suprafaţa de contact a materialului de laminat cu partea conică a dopului, mm²;

F_t — suprafaţa de contact a materialului de laminat cu partea cilindrică a dopului, mm².

Valoarea termenului $t_0 \cdot F_t$ este relativ mică şi se neglijează. În acest caz:

$$Q_t = t_0 \cdot F_k \cos\beta \qquad (4)$$

Înlocuind în relaţia (1) valorile lui Q_p şi Q_t, se obţine:

$$Q = P_0 \cdot F_k \sin\beta + t_0 \cdot F_k \cdot \cos\beta \qquad (5)$$

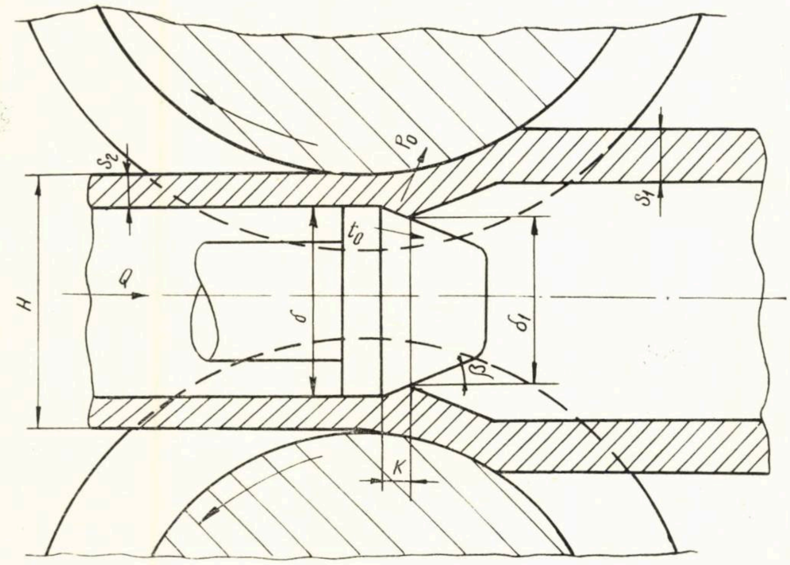


Fig. 4. Schema de deformare a metalului la agregatul duo.

Suprafaţa de contact a materialului cu partea conică a dopului se determină:

$$F_k = \pi\frac{(\delta-\delta_1)}{2}\,\frac{K}{\cos\beta}\,\frac{360-4\alpha}{360} \qquad (6)$$

iar:

$$\delta_1 = \delta - 2\,K\,\text{tg}\cdot\beta \qquad (7)$$

rezultă că:

$$F_k = 0{,}66\,\pi\,(\delta - K\,\mathrm{tg}\,\beta)\,\frac{K}{\cos\beta} \qquad (8)$$

în care:

δ este diametrul dopului, mm;

unde:

$$K = \frac{S_1 - S_2}{\mathrm{tg}\,\beta},$$

S_1 şi S_2 reprezintă grosimea peretelui ţevii înainte şi după laminare.

Forţa de frecare specifică t_0 se determină din relaţia:

$$t_0 = f \cdot P_0 \qquad (9)$$

iar:

$$f = 0{,}8\ (1{,}05 - 0{,}0005)\ t, \qquad (10)$$

în care:

f este coeficientul de frecare dintre material şi cilindrul de lucru;

t — temperatura materialului în timpul laminării, °C.

Presiunea specifică P_0 se determină funcţie de natura materialului şi temperatura de laminare după relaţia:

$$P_0 = \frac{\sigma_r}{30}\left[15 - \sqrt{0{,}283\,(t - 600)}\right] \qquad (11)$$

sau:

$$P_0 = 23 - \sqrt{0{,}5\ (t - 600)} \qquad (12)$$

Relaţia (11) este valabilă pentru oţeluri cu $\sigma_r < 50$ kg/mm². Pentru oţeluri cu $\sigma_r = 50 - 80$ kg/mm² se recomandă relaţia (12).

Pe baza relaţiilor de mai sus, din relaţia (3) se obţine expresia finală a efortului axial şi anume:

$$Q = 0{,}66\,\pi\,P_0 K\,(\delta - K\,\mathrm{tg}\,\beta)\,(\mathrm{tg}\beta + f) \qquad (13)$$

În baza relaţiilor menţionate mai sus se vede care sînt valorile efortului axial pentru diverse diametre de ţevi şi grosimi de perete.

În general la laminarea ţevilor cu diametrul mare, unii termeni ce intră în relaţia de mai sus au valori constante şi anume:

$$\beta = 10^\circ; \qquad K \simeq 23 \text{ mm}.$$

Admiţînd un material dat şi anume OLT 45 iar temperatura de laminare la duo 900°C, relaţia (13) ia forma:

$$Q = K_1\ (\delta - K_2) \qquad (14)$$

în care:

$K_1 = 0{,}66\,P_0\,\pi\,K\ (\mathrm{tg}\,\beta + f) = \text{constant};$

$K_2 = K\ \mathrm{tg}\ \beta = \text{constant}.$

Exprimînd pe δ, funcţie de înălţimea calibrului şi grosimea peretelui, rezultă:

$$\delta = H - 2\,S_2 \qquad (15)$$

în care:

H este înălţimea calibrului duo, mm;

S_2 — grosimea peretelui ţevii după laminare.

Introducînd valorile lui δ în relaţia (14) se obţine:

$$Q = K_1\,(K_3 - 2S_2) \qquad (16)$$

în care:

$$K_3 = H - K_2$$

Din relaţia (16) rezultă că cu cît grosimea peretelui este mai mică şi diametrul ţevii mai mare, cu atît efortul axial de laminare este mai mare.

Aplicînd relaţia (16) şi dînd anumite valori diametrului exterior H şi grosimilor de perete S, se obţin valorile indicate în tabela 1 şi figura 5.

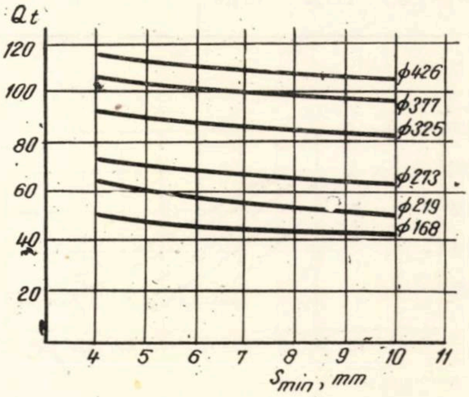


Fig. 5. Variaţia efortului axial funcţie de Ø exterior şi grosimea de perete.

Tabela 1

168		219		273		325		377		426	
S	Q	S	Q	S	Q	S	Q	S	Q	S	Q
4	44,1	4	60,4	4	72,9	4	85,1	4	100	4	111
5	43,5	5	59,8	5	72,4	5	84,6	5	99,6	5	110,4
6	42,9	6	59,3	6	71,8	6	84,0	6	99,0	6	110
7	42,4	7	58,7	7	71,3	7	83,5	7	98,5	7	109,4
8	41,8	8	58,2	8	70,8	8	82,9	8	98,0	8	108,8
9	41,3	.9	57,6	9	70,2	9	82,4	9	97,4	9	108,3
10	40,8	10	57,1	10	69,6	10	81,9	10	96,8	10	107,7

Așa după cum rezultă din relația (16), tabela 1 și figura 5, cu cît diametrul exterior este mai mare și S este mai mic, cu atît efortul axial de laminare la duo crește.

b. Efortul axial funcție de temperatura de laminare. Din relația (13) se consideră toți factorii constanți în afară de temperatură. În acest caz relația (13) va fi funcție de parametrii: P_0 și f, care depind de temperatură, și va lua forma:

$$Q = q_1 \; P_0 \, (q_2 + f) \tag{17}$$

în care:

$$q_1 = 0{,}66\pi \; K \; (\delta - K \; \mathrm{tg}\beta) \, ;$$

$$q_2 = \mathrm{tg}\beta$$

Din relația (17) reiese că efortul axial crește o dată cu presiunea specifică P_0 și cu coeficientul de frecare f.

Aplicînd relația (17) pentru cazul sortimentelor laminate la Uzina de țevi — Roman și pentru un perete de S = 8 mm, rezultă datele din tabela 2 și figura 6.

Tabela 2

Temperatura, °C	168 × 8	219 × 8	273 × 8	325 × 8	377 × 8	426 × 8
1 000	30,0	42,2	51,1	59,1	69,7	77,4
900	41,8	59,2	71,7	83,0	98,0	108,7
800	57,3	81,3	98,4	113,4	134,2	149,1
700	78,5	111,2	134,6	155,7	183,5	203,9

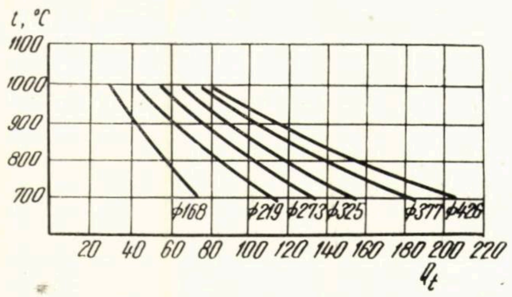


Fig. 6. Variația efortului axial funcție de temperatură.

Din cele de mai sus rezultă că temperatura de laminare are o influență foarte mare asupra efortului de laminare.

c. Efortul radial. Literatura de specialitate recomandă pentru determinarea efortului radial la țevile cu pereți subțiri relația:

$$P = \frac{Q}{0{,}4 \div 0{,}5},$$

în care:

Q este efortul axial.

În acest caz vor rezulta următoarele valori cuprinse în tabelele 3 și 4 și diagramele din figurile 7 și 8 pentru țeava cu diametrul de 219 mm.

Tabela 3

	219
S, mm	Q_t
4	134,2
5	133,0
6	132,0
7	130,0
8	129,1
9	128,0
10	127,0

Tabela 4

°C	Q_t
1 000	93,5
900	131,8
800	181,0
700	244

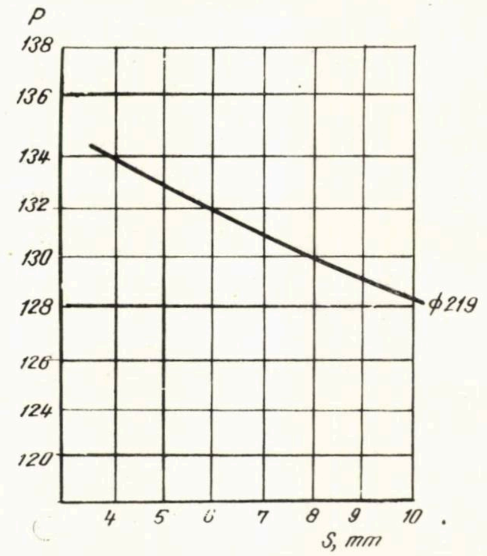


Fig. 7. Variația efortului radial funcție de perete.

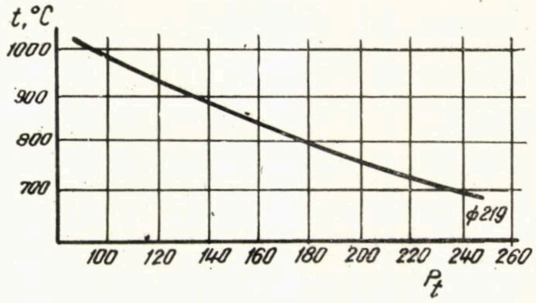


Fig. 8. Variația efortului radial funcție de temperatură.

Din cele arătate mai sus rezultă că, efortul de laminare la duo variază invers proporțional cu grosimea de perete a țevii laminate și cu temperatura de laminare. În mod analog se poate afirma că acest lucru este valabil și pentru restul agregatelor din fluxul de laminare respectiv pentru perforatoare, netezitoare și calibror.

Cîteva considerații de ordin economic

Efortul de laminare sporit la fabricarea țevilor cu pereți subțiri are o influență mare, în special asupra consumurilor specifice şi a ritmului de laminare.

Consumul specific de metal: creşte consumul prin debitarea ţaglelor ca urmare a debitării la lungimi mai scurte, pentru aceeaşi lungime de ţeavă laminată; cresc pierderile prin oxidare pe flux ca urmare a creşterii suprafeţei expuse oxidării (creşte suprafaţa raportată la aceeaşi greutate); creşte numărul de căzute pe flux, în special prin ruperi la duo, răsuciri la netezitoare şi pliuri la calibror; creşte lungimea capetelor retezate în sectorul de ajustare; creşte ponderea ţevilor colaterale.

În tabela 5 se dau cîteva exemple din cursul anului 1969.

foarte mult, în special o dată cu scăderea temperaturii de laminare, lucru frecvent la laminarea ţevilor subţiri. De asemenea, creşte o dată cu micşorarea pereţilor laminaţi. Este deci de aşteptat ca şi consumul specific de energie să crească.

Literatura de specialitate indică alura diagramei consumului de energie funcţie de coeficientul de alungire pentru ţeava de 219 mm (fig. 10).

Evident şi celelalte consumuri specifice vor creşte proporţional cu eforturile de laminare. Se consideră că pentru sortimentele ce se laminează la Uzina de ţevi — Roman, pereţii minimi rentabili de laminat sînt cei indicaţi în figura 11. Sub aceste grosimi de perete intervin dificultăţile menţionate mai sus.

Tabela 5

Diametrul × grosimea de perete, mm	219 × 5,9		273 × 7		325 × 7,1	
	t	%	*t*	%	*t*	%
Ţagla încărcată în cuptor	1 506	100	657	100	1 296	100
Ţevi rebutate pe flux	41,8	2,78	29,1	4,45	69,7	5,35
Ţevi livrate bune	334	22,4	462	71,0	227	17,6

Obs.: Diferenţa pînă la sută sînt ţevi colaterale capete etc.

Productivitatea liniei de laminare. În general ritmul de laminare la ţevile cu pereţi subţiri este mult redus, datorită deselor blocări în agregate cît şi datorită laminării cu 3 paşi la duo pentru a se putea obţine peretele dorit.

Din cele arătate mai sus se observă că productivitatea liniei de laminare scade la laminarea ţevilor cu pereţi subţiri cu 15 — 30% faţă de pereţii obişnuiţi.

Consumul specific de scule de laminare. Datorită creşterii efortului de laminare la ţevile cu pereţi subţiri, sculele vor fi şi ele supuse acestui efort şi, prin urmare, consumul acestora va creşte.

Consumul de energie electrică. După cum s-a arătat mai sus eforturile de laminare cresc

Concluzii

Ţevile cu pereţi subţiri prezintă avantaje pentru economia naţională în sensul că din aceeaşi cantitate de metal se poate obţine un număr sporit de metri de ţeavă laminată.

Laminarea acestora însă creează o serie de greutăţi în fabricaţie care nu pot fi neglijate şi care impun măsuri de ordin tehnologic şi economic şi anume:

— Să se lamineze cald. În acest sens este necesar ca fluxul de laminare să fie dirijat

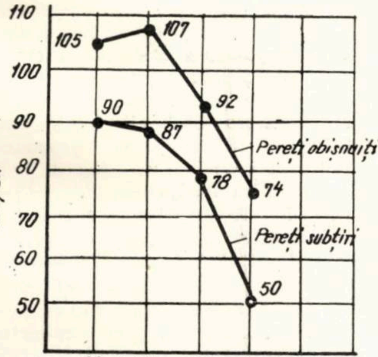


Fig. 9. Variaţia productivităţii liniei de laminare cu Ø şi grosimea peretelui.

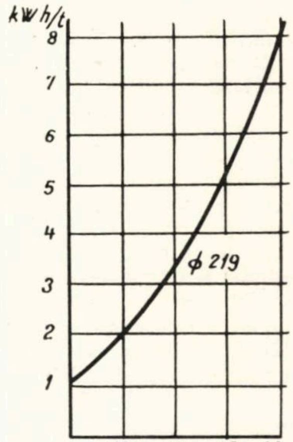


Fig. 10. Variaţia consumului de energie electrică funcţie de coeficientul de alungire.

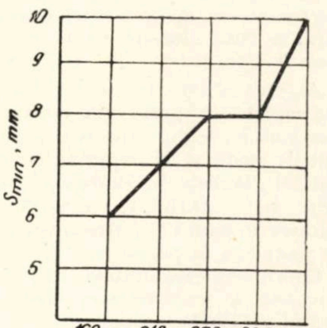


Fig. 11. Pereţi minimi rentabili de laminat.

prin actualul cuptor de reîncălzire din faţa agregatului duo astfel că acesta va trebui să fie modernizat şi adaptat pentru acest scop.

— Pe actuala instalaţie nu se va putea merge pe laminarea în masă numai a ţevilor cu pereţi subţiri fără a rezulta şi ţevi cu pereţi mai groşi. Pereţii subţiri se pot obţine numai prin sortarea acestora din totalul de ţevi laminate la dimensiunile obişnuite.

— Productivitatea liniei de laminare scade cu 15—30% la laminarea ţevilor cu pereţi subţiri ca urmare a laminării cu turaţii reduse, deselor blocări şi ruperii de ţevi în agregate, precum şi laminării, în majoritatea cazurilor, cu trei treceri la duo în loc de două treceri ca la ţeava obişnuită.

— Consumurile specifice cresc sub toate aspectele la laminarea acestor ţevi, prin urmare vor creşte costurile de fabricaţie.

— Preţul de vînzare la aceste ţevi va trebui pus de acord cu costurile de fabricaţie aferente lor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Emelianenco P. T. *Teoria laminării helicoidale.* Metallurghizdat, 1947.

RECENZIE

HUILELE DIN ROMÂNIA

Studiu întocmit de ing. **N. M. Ionescu**
O. D. P. T. — Ministerul Minelor,
Bucureşti, 1969, 550 pag.

Zăcămintele de cărbuni din România sînt caracterizate de prezenţa masivă a unor huile cu caracteristici şi proprietăţi care le deosebesc în mod categoric de majoritatea zăcămintelor de aceeaşi vîrstă geologică sau de cele care au comportări şi posibilităţi de utilizare tehnologică şi energetică asemănătoare.

„Cărbunii din bazinul Văii Jiului”. Aceşti cărbuni, care din punct de vedere al originii şi perioadei de formare ar trebui să aparţină cărbunilor bruni, datorită unor fenomene de metamorfism a căror cauze nu au fost nici pînă în prezent perfect lămurite, s-au transformat în huile, au atins un grad de încărbunare şi huilificare mult mai avansat; această anomalie, care permite prelucrarea tehnologică a unei părţi din zăcămînt şi utilizarea cărbunilor din minele respective, la fabricarea cocsului, impune o cunoaştere deosebit de corectă şi amănunţită a caracteristicilor lor, deoarece aceste caracteristici diferă de la strat la strat şi de la o zonă de exploatare la alta.

Acestea sînt — pe scurt şi cu totul incomplet — o parte din motivele majore care au impus atacarea unei lucrări atît de vaste şi de importante cum este studiul „Huilele din România” publicat, prin grija O.D.P.T. din Ministerul Minelor, în anul 1969 într-un volum masiv de peste 550 de pagini.

Cuprinzînd rezultatele lucrărilor de cercetare şi caracterizare efectuate în cadrul ICEMIN asupra huilelor din Valea Jiului, Banat, de la Codlea şi Sehela Gorj, pe o perioadă de 13 ani (1953 — 1966), studiul cuprinde rezultatele a circa 60 000 de determinări de laborator, sintetizate într-un număr impresionant de tabele şi în 1 250 de figuri şi diagrame.

Continuînd şi dezvoltînd în condiţiile aplicării celor mai noi metode de cercetare lucrările de caracterizare a cărbunilor din România, începute în urmă cu peste 40 de ani, studiul recent publicat reprezintă un imens inventar de date care servesc direct la rezolvarea problemelor puse de folosirea cărbunilor din ţara noastră.

Folosind din plin condiţiile create de dezvoltarea lucrărilor de prospectare şi explorare geologică a zăcămintelor de cărbuni din R.S.România, posibilităţile oferite de deschiderea unor mine noi sau de redeschiderea unor mine închise în anii dinainte de 1944, precum şi extinderea şi creşterea producţiei din minele din Banat şi din Valea Jiului, ca şi avîntul luat de industria minieră şi de cercetarea tehnico-ştiinţifică legată de această deosebit de importantă ramură industrială, colectivul de cercetare din ICEMIN a realizat o lucrare de o deosebită valoare ştiinţifică şi tehnică, cu ample efecte economice de utilizare.

Trebuie în mod deosebit scoasă în evidenţă perseverenţa, asiduitatea, modul de organizare şi competenţa lucrărilor efectuate ca şi modul deosebit de sistematic şi clar al prezentării rezultatelor obţinute.

Lucrarea este deschisă cu un capitol de 80 de pagini în care se expun, în mod foarte clar şi detaliat, metodele de cercetare folosite, justificarea şi implicaţiile teoretice şi de utilizare a valorilor caracteristicilor determinate atît în ceea ce priveşte însuşirile fizico-chimice ale cărbunilor studiaţi, cît mai ales influenţa proprietăţilor de aglutinare — cocsificare şi a conţinutului respectiv a formelor sulfului din cărbuni.

O menţiune specială merită metoda stabilită pentru recoltarea şi prepararea probelor supuse cercetării, metodă care a asigurat atît reprezentativitatea, cît şi corectitudinea valorilor determinate. Expunerea completă a metodelor de analiză folosite permite confruntarea tuturor datelor prezentate cu alte date cunoscute şi asigură — pentru oricare specialist care ia cunoştinţă de lucrare — încrederea în valorile rezultatelor prezentate.

Au fost analizate, caracterizate şi prezentate în studiu datele cu privire la 600 de probe recoltate din minele din Valea Jiului (Lonea, Petrila, Aninoasa, Vulcan, Lupeni, Uricani), din Banat (Cozla, Secul, Anina, Biger, Baia Nouă, Leman, Lupac, Poner, Zona Hildegard, Zona Rusca Montană), de la Codlea şi Schela Gorj, obţinîndu-se o imagine amplă şi completă asupra calităţii cărbunilor din fiecare zăcămînt şi strat, lămurindu-se în mod clar posibilităţile de utilizare.

Încadrarea fiecărei probe şi a fiecărei zone de exploatare minieră în clasificarea internaţională s-a putut face apoi în mod univoc, pe baza datelor obţinute.

Caracterizarea cărbunilor din Valea Jiului ocupă 334 de pagini din carte şi ar fi putut constitui ea singură o lucrare ştiinţifică independentă.

Lucrările efectuate asupra celorlalte zăcăminte întregesc această lucrare, care corespunde şi ilustrează maturitatea şi competenţa la care a ajuns şcoala românească de ştiinţă a cărbunilor în cei peste 40 de ani de activitate şi ca o reflectare a condiţiilor create cercetării ştiinţifice în cei 25 de ani care au trecut de la eliberare.

Ing. I. BARBU

Experimentări de înlocuire a aglomeratului, cu pelete, în încărcătura furnalului

Ing. P. ȚOCU și ing. O. HĂTĂRĂSCU
ICEM

CZ 669.162.2 : 622.788

EXPÉRIENCES EFFECTUÉES EN VUE DE REMPLACER L'AGGLOMÉRAT PAR DES PELLETTES, DANS LA CHARGE DU FOURNEAU

La pellétisation représente une méthode relativement récente, les premiers essais datant de 1912 — 1913, mais en 1951 à peine on a construit les premières installations de grande capacité. En 1968, la production mondiale de pellettes a été de 107,5 millions de tonnes et l'on préconise pour 1975 une production mondiale de 162 millions de tonnes.

En présentant, d'une manière comparative, les expériences effectuées dans différents pays, concernant l'utilisation de l'aggloméral ou bien des pellettes, dans le fourneau, on constate que si l'on veut opter pour l'un ou pour l'autre de ces deux matériaux on doit tenir compte des caractéristiques de la base de matières premières et de l'économicité de la préparation.

L'utilisation des pellettes a pour résultat l'accroissement de l'intensité de la combustion, par conséquent l'accroissement sensible de la productivité, la réduction de la consommation de coke. On obtient des résultats semblables en utilisant l'aggloméral à granulation stabilisée et tamisé, avant d'être introduit dans le fourneau.

Les frais d'investitions sont du même ordre de grandeur, tant pour l'agglomération que pour la pellétisation.

EXPERIMENTS PERFORMED IN VIEW TO REPLACE AGGLOMERATE BY PELLETS IN BLAST FURNACE CHARGE

Pelletizing is a rather recent method, first trials being made during 1912—1913, but only in 1951 first high-output plants were built. In 1968 world pellet production amounted 107.5 mil. t, while for 1975 a world production of 162 mil. t is foreseen.

A comparative survey between agglomerate and pellet utilization in blast furnaces in various countries emphasizes that option for one or another of these two materials is decided by the raw material base and by preparation rentability.

Pellet utilization leads to burning intensity increase and thus to a sensible increase in output and to coke consumption decrease. Similar results are obtained by using agglomerate with stabilized granulation, screened before being charged into the blast furnace.

Investment charges as well for agglomeration as for pelletizing are of the same order of magnitude.

Față de vechimea de aproape un secol a procedeului de preparare a minereurilor de fier pentru furnal prin aglomerare, peletizarea reprezintă o metodă relativ recentă. Deși primele încercări de peletizare au fost făcute în anii 1912 — 1913, abia după circa 30 de ani specialiștii americani și suedezi au dezvoltat acest al doilea procedeu pînă la faza de exploatare, astfel că în anul 1951 s-au construit primele instalații industriale de mare capacitate. Dezvoltarea considerabilă din ultimii ani a metodelor de îmbogățire a minereurilor de fier la care se obțin concentrate de granulație foarte fină a dus la mărirea producției mondiale de pelete la 107,5 mil. t în anul 1968, preconizîndu-se o producție mondială de 162 mil. t pelete, pentru anul 1975.

După încercările încurajatoare efectuate în anul 1948 în furnalul experimental de la Bruceton al Biroului de Mine al S.U.A. (U.S. Bureau of Mines), adaosul de pelete în furnalele nord-americane a crescut din an în an și, în 1968, a depășit 70 mil. t. În Europa, după 1950 au fost prelucrate cantități relativ mici de pelete în furnalele germane, suedeze și finlandeze. Și în Japonia, în ultimii ani, se folosesc pelete în furnale.

Cea mai spectaculoasă demonstrație privind efectele utilizării peletelor la furnal a constituit-o seria de încercări efectuată între anii 1954 și 1961 la un furnal din Midlletown al lui Armco Steel Corporation. Furnalul avea următoarele caracteristici : volumul util, 1 300 m^3 ; diametrul creuzetului 8,53 m și funcționa cu 0,3 — 0,6 at presiune la gura de încărcare. S-au utilizat pelete cu 61 % Fe și cu diametrul de 9—10 mm. În urma trecerii de la o încărcătură de minereuri brute cu un adaos mic de pelete la o încărcătură formată numai din pelete, producția de fontă a crescut cu circa 100 % (de la 1 326 t/zi, în august 1954, la 2 669 t/zi, în iunie 1961), consumul specific de cocs tehnic a scăzut cu circa 20 % (de la 787 la 632 kg/t fontă, iar valoarea raportului $CO:CO_2$ a scăzut de la 2,2 la 1,3. Trebuie să se țină seamă desigur și de faptul că greutatea netă a încărcăturii a scăzut cu 356 kg/t fontă, consumul de calcar cu 118 kg/t fontă, iar temperatura aerului insuflat a crescut cu 97°C. Datorită îmbunătățirii reductibilității și permeabilității coloanei de materiale s-a putut mări debitul de aer suflat în furnal, ceea ce a dus la ridicarea intensității de ardere a cocsului tehnic de la 1 055 la 1 730 t/zi, corespunzînd unei creșteri a încărcării creuzetului de la 770 la 1 262 kg/m^2h [1].

Încercări similare cu cele efectuate la Midlletown s-au făcut și la Uzina Hamilton, precum și la uzina din Searborn a societății Ford, încercări care au confirmat avantajele folosirii peletelor în furnal. Toate aceste rezultate au creat problema optării între utilizarea la furnale a aglomeratului sau a peletelor și, în consecință, dezvoltarea în continuare a capacităților de aglomerare sau construirea unor noi unități de fabricare a peletelor. Această problemă se pune în mod acut nu atît țărilor în care caracteristicile zăcămintelor de minereuri indigene impun folosirea numai a uneia dintre cele două metode de preparare (de exemplu S.U.A., Canada — peletizare; U.R.S.S. — aglomerare), cît în special țărilor cu o bază variabilă de materii prime, asigurată în mare parte prin import (R.F. a Germaniei., Japonia).

Cercetări amănunțite de utilizare comparativă a aglomeratului sau a peletelor la furnale s-au făcut în R. F. a Germaniei, începînd din anul 1961.

În perioada octombrie 1961 — ianuarie 1962, Secția de furnale a Asociației inginerilor metalurgi germani a efectuat o serie de experiențe la furnalul nr. 7 din Duisburg —Ruhrort. Caracteristicile furnalului sînt: volumul util — 981 m^3; diametrul creuzetului — 7,5 m; numărul gurilor de vînt — 16; secțiunea de insuflare— 3 200 cm^2.

Au fost efectuate patru serii de încercări, înlocuindu-se 50% din fierul conținut de încărcătură sub formă de aglomerat cu cantitatea corespunzătoare de pelete. Restul de fier din încărcătură a fost adus de un amestec menținut constant de minereuri străine (Suedia, Venezuela și Wabana), Kahlenberg și adaosuri metalice (zgură Martin, fosfat de Florida, lupe Renn și retopiri).

În seria de încercări I și II s-a suflat în furnal o cantitate constantă de aer, pentru a putea stabili variația consumului specific de cocs. În seria III, menținînd un mers regulat, fără deranjamente, al furnalului, a fost ridicat debitul de aer la valoarea cea mai mare posibilă, pentru a obține o comparație privind productivitatea furnalului.

Cele două materiale studiate au avut caracteristicile indicate în tabela 1.

Peletele folosite au fost importate din Suedia, fiind produse la Malmberget. Rezultatele experimentărilor de la furnal sînt date în tabela 2.

Valorile consumului specific de cocs brut de la fiecare serie de încercări au fost recalculate pentru consumul de cocs uscat și corectat la aceeași temperatură a aerului cald de 950°C, la aceeași greutate netă a încărcăturii, de 1900 kg/t fontă, la aceeași valoare a cenușii din cocs, de 8,5%, și la același adaos de calcar, de 30 kg/t fontă.

Tabela 1

Caracteristicile	Aglomerat		Pelete
Compoziția chimică, %:			
Fe	53,35		68,50
Mn	1,51		0,05
P	0,69		0,04
S	0,05		0,04
CaO	8,52		0,50
MgO	1,30		0,25
SiO_2	8,47		0,70
Al_2O_3	2,93		0,40
Umiditatea, %	—		3,00
Compoziția granulometrică *, %			
— 5 mm	7,9		1,4
5—20 mm	46,2		45,4
20—50 mm	32,2		53,2
+ 50 mm	13,7		—
Porozitatea, %	28,9		30,3
Temperatura de înmuiere sub sarcină, °C	1 050		1 050
Proba Linder			
— granulația probei, mm	7—15	15—25	30—40
— gradul de oxidare (raportat la totalul probei după încercare), %	50	53	37
	56	56	38
— cantitatea de material sfărîmat (raportată la cantitatea de fier introdusă), %			
— 1 mm	14	9	27
	21	7	26
— 3 mm	33	36	—
	49	37	34

* Pelete ciuruite.

Din compararea celor patru perioade de experimentări în condiții de lucru cu 50% din fierul necesar sub formă de aglomerat sau pelete s-a stabilit că la înlocuirea aglomeratului cu pelete nu au rezultat variații însemnate în valorile consumului specific de cocs și ale productivității furnalului. Autorii consideră că această concluzie rămîne valabilă și la mărirea procentului de material preparat (aglomerat sau pelete) în încărcătura totală de minereuri. Permeabilitatea mai bună a coloanei de materiale din furnal la lucrul cu pelete se poate realiza și folosind o încărcătură complet preparată cu aglomerat ciuruit. În perioada de lucru cu pelete s-a constatat o uzură mai pronunțată a zidăriei furnalului față de lucrul cu aglomerat, fapt observat și la încercările din Midlletown [1].

Rezultatele experimentărilor de la Duisburg-Ruhrort sînt confirmate și de datele obținute de W.O. Bishop la Inland Steel Co. unde, lucrîndu-se cu o încărcătură formată din 70% aglomerat autofondant ciuruit la 8 mm și 30% minereu clasat, s-a obținut un consum de cocs și o productivitate mai bună decît pentru 70% pelete și 30 % minereu clasat [1].

La uzina Kuckingen a firmei „Mannesmann" (R.F. a Germaniei) s-au elaborat în anul 1962 șarje experimentale de furnal, cu pelete în încărcătură. Furnalul avea două suflante (cu acționare electrică și cu turbină de gaze), cu un debit total de 255 000 Nm^3/h, la o presiune de 1,8 at, precum și trei caupere, cu o suprafață totală de încălzire de 75 820 m^2.

Furnalul avea următoarele caracteristici: volumul util — 970 m^3; diametrul creuzetului — 7,0 m și 14 guri de vînt.

Tabela 2

Indicii	Seriile de încercări			
	I	II	III	IV
	Aglomerat	Pelete	Pelete	Aglomerat
Consumul de cocs brut, kg/t fontă	667	683	684	649
Consumul de cocs tehnic (corectat), kg/t fontă	646	652	662	645
Intensitatea de ardere (cocs tehnic), t/zi	972	988	1 109	1 047
Încărcătura brută, kg/t fontă	2 016	2 035	2 018	1 992
Scoaterea de praf, kg/t fontă	104	130	95	120
Încărcătura netă, kg/t fontă	1 912	1 905	1 923	1 872
Productivitatea, t/h	62,2	61,7	69,0	68,9
Indicele de utilizare, t/m^3·zi	1,52	1,51	1,69	1,69
Aerul cald:				
— temperatura, °C	968	923	967	950
— presiunea, mm col Hg	712	645	698	780
— umiditatea, g/Nm^3	8,6	6,6	4,7	5,0
Gazul de furnal				
— temperatura, °C	176	182	177	178
— compoziţia chimică, %:				
CO_2	12,9	12,8	12,3	13,4
CO	29,0	29,4	29,3	28,5
H_2	1,5	1,3	1,3	1,5
Reducerea indirectă, %	54,8	54,2	53,9	54,9
Compoziţia fontei, %:				
Si	0,30	0,35	0,36	0,34
Mn	0,86	0,89	0,91	0,88
P	1,81	1,82	1,80	1,83
S	0,050	0,058	0,052	0,048
Zgura				
— cantitatea, kg/t fontă	513	445	428	479
— compoziţia chimică, %:				
CaO	43,22	44,34	44,59	43,06
MgO	5,39	5,32	5,09	5,72
SiO_2	33,04	32,58	33,03	33,65
Al_2O_3	12,67	12,38	12,20	11,92
S	1,19	1,11	1,20	1,28
— bazicitatea, CaO : SiO_2	1,29	1,36	1,35	1,28

Perioada experimentală (de la 16 aprilie la 27 iulie) a fost împărţită în patru etape. În etapa I — preexperimentală (16 — 30.IV) şi în etapa IV — postexperimentală (16 —27.VI) s-au utilizat pelete şi aglomerate suedeze iar în etapele experimentale II (2—19.V) şi III (20.V — 15.VI) — peletele produse de firma ,,Reserve Mining" (S.U.A.). Totodată s-a cercetat influenţa granulaţiei cocsului: în etapele I şi II s-a folosit cocs obişnuit de furnal cu granulaţia peste 60 mm, iar în etapele III şi IV—cocs concasat şi sortat la 30—40 mm.

Pentru crearea unor condiţii cît mai asemănătoare în ceea ce priveşte permeabilitatea pentru gazele din furnal s-a aplicat încărcarea în straturi a peletelor + adaosuri şi a aglomeratului + adaosuri, în etapele I şi IV, iar în etapele II şi III, peletele + adaosurile s-au încărcat separat.

Cantităţile de fier introduse cu diferitele materiale în etapele I—IV sînt date în tabela 3, iar în tabela 4 se dau proprietăţile comparative ale peletelor şi ale aglomeratului.

În tabela 5 se dau indicii tehnico-economici mai importanţi de funcţionare a furnalului.

Datorită ciuruirii materialelor înainte de introducerea în furnal şi a încărcării în straturi a materialelor cu granulometrii diferite în toate

Tabela 3

Materialul	Etapa			
	I	II	III	IV
Pelete suedeze *A* şi *B*	42,6	—	—	34,8
Pelete ,,Reserve Mining"	9,7	83,6	82,6	19,4
Aglomerat	35,2	—	—	33,4
Minereu bucăţi	8,4	12,2	13,7	8,3
Alte materiale (minereu, mangan, zgură Martin, adaosuri metalice, fondanţi)	4,1	4,2	3,7	4,1
Total:	100,0	100,0	100,0	100,0

Tabela 4

Proprietățile	Pelete suedeze		Pelete Reserve Mining	Aglomerat
	A	*B*		
Compoziția chimică, %				
Fe	68,21	60,75	62,49	59,33
Mn	0,07	0,11	0,24	0,45
P	0,05	0,09	0,09	0,13
S	0,01	0,16	0,01	0,04
FeO	0,82	0,77	2,30	15,42
CaO	0,67	2,15	0,99	4,18
MgO	0,43	0,99	0,72	3,07
SiO_2	0,58	6,82	7,84	6,94
Al_2O_3	0,10	1,08	0,14	1,03
Umiditatea, %	1,91	7,47	6,46	1,80
Compoziția granulometrică, %				
− 10 mm	8,2	9,8	12,1	24,8
10−20 mm	19,6	24,4	87,9	46,5
20−40 mm	72,2	65,8	—	22,4
+ 40 mm	—	—	—	6,3
Porozitatea, %	23,4		31,9	40,6
Temperatura de înmuiere sub sarcină, °C	1 000		1 018	990
Temperatura de topire, °C	1 615		1 525	1 550
Rezistența la tobă (−10 mm), %	2,9		6,1	20,4

În cursul unei serii de încercări, care au durat mai mult de un an (ianuarie 1964 — ianuarie 1965), la două furnale din Bochum (R.F. a Germaniei), au fost utilizate încărcături cu 50 % Fe, sub formă de aglomerate (3 sorturi), respectiv pelete (6 sorturi). Scopul acestor încercări a fost aprecierea comparativă a comportării acestor materiale în furnal și determinarea consumurilor specifice de cocs.

Caracteristicile celor două furnale sînt date în tabela 6.

Pentru încercări s-a dispus de sorturile de aglomerate și pelete ale căror caracteristici sînt indicate în tabela 7.

Restul de 50 % Fe a fost adus astfel: 12 %Fe, în aglomerat tip A, 6 % Fe, în materiale de recirculație, 3 % Fe, sub formă de fier vechi, și 29 % Fe, sub formă de minereu bucăți. Aceste procente au fost menținute aproape constante la toate încercările. Cota de minereu bucăți constă în 15 % Fe în minereu sortat, 5 % Fe în minereu brut ciuruit și 9 % Fe în minereu brut furnizat nesortat.

Tabela 5

Indicii	Seria de încercări			
	I	II	III	IV
Consumul de cocs tehnic, kg/t fontă	591	589	578	578
Consumul de cocs corectat *, kg/t fontă	592	590	571	564
Intensitatea de ardere, kg/m^3·zi	1 187	1 301	1 308	1 235
Scoaterea de praf, kg/t fontă	41	43	35	34
Încărcătura netă, kg/t fontă	1 727	1 928	1 897	1 750
Productivitatea, t/zi	1 856	2 040	2 091	1 974
Aerul cald :				
— debit, mii Nm^3/h	128	138	143	140
— temperatura, °C	857	862	882	847
— presiunea, ats	1,51	1,60	1,61	1,57
— umiditatea, g/Nm^3	11,4	15,3	14,6	16,7
Gazul de furnal :				
— temperatura la gît, °C	168	116	87	117
— compoziția chimică, % :				
CO_2	16,3	18,6	18,9	16,9
CO	26,1	23,9	24,3	25,8
H_2	1,1	1,1	1,4	1,4
Gradul de reducere indirectă, %	58,6	62,9	61,2	57,9
Compoziția chimică a fontei, % :				
Si	0,62	0,65	0,76	0,65
Mn	1,26	1,23	1,23	1,24
P	0,182	0,172	0,170	0,158
S	0,040	0,042	0,036	0,039
Zgura :				
— cantitatea, kg/t fontă	328	401	386	343
— compoziția chimică, % :				
SiO_2	35,48	36,17	35,96	36,45
CaO	38,82	40,96	42,07	38,75

* Recalculat pentru aceeași temperatură a aerului cald (850°C) și același conținut de cenușă în cocs (8,73 %).

etapele de experimentări s-au înregistrat productivități foarte ridicate (1 856−2 091 t/zi), față de funcționarea obișnuită a furnalului (1 400 t/zi). Prin mărirea conținutului de pelete în încărcătură (de la 52,3 la 83,6 % Fe din șarjă), productivitatea a crescut cu circa 11 %, consumul de cocs rămînînd practic constant [2].

Au mai fost efectuate, în afara seriei propriuzise de încercări, și șarje cu 75 % Fe în pelete Carol-Lake, la care s-a mai încărcat 15 % Fe în minereu manganos suedez clasat, 7 % Fe în alte feluri de minereuri clasate în bucăți și 3 % Fe ca fier vechi.

Parametrii de exploatare ai furnalelor I și IV, la diferitele încercări, sînt indicați în

Tabela 6

Caracteristicile	Furnalul nr. I	Furnalul nr. IV
Volumul util, m³	910	663
Diametrul creuzetului, m	7,5	6,2
Înălțimea utilă, m	20,9	21,2
Numărul gurilor de vînt	14	12
Diametrul gurilor de vînt, mm	150	180
Sistemul de încărcare	cu chible	

tabela 8. În general, ambele furnale au funcționat foarte uniform și fără deranjamente, cu excepția încercărilor cu aglomeratul *A*. La acesta au apărut ocazional fenomene de agățare, cînd presiunea din conducta inelară depășea 0,9 at, arătînd astfel atingerea limitei pînă la care furnalul poate funcționa fără deranjamente.

La o comparație între diferitele sorturi de pelete se constată în mod evident o dependență a consumului specific de cocs cu mărimea medie a peletelor. La peletele Malmberget 30, a căror granulație medie este de 27,0 mm, consumul de cocs a fost cu 20% mai mare decît la peletele Carol-Lake, luate ca mărime de referință. Prin micșorarea granulației medii a peletelor Malmberget la 18,1 mm consumul de cocs a scăzut de la 120 la 105,5%.

La o comparație între diferitele sorturi de aglomerate s-a constatat că, consumul specific de cocs este mai mare decît în cazul peletelor fabricate special pentru încărcarea în furnal. Aglomeratele considerate conțineau între 9,9 și 17,9% particule sub 5 mm care nu au putut fi reținute prin ciuruire înaintea încărcării în furnal. Deoarece aglomeratul *A* a fost primit cald, nu a fost posibilă ciuruirea sa la instalația improvizată. Aglomeratul *C* la a cărui fabricație s-a utilizat un alt fel de material ca pat de aglomerare a trebuit, de asemenea, să fie încărcat în furnal fără ciuruire prealabilă, deoarece analiza ar fi variat prea mult dacă s-ar fi modificat procentul de granulație fină. În cazul aglomeratului *B*, fabricat cu pat de aglomerare din același aglomerat, nu trebuiau aplicate aceste restricții în ceea ce privește ciuruirea, astfel că s-a putut face cîte o încercare cu aglomerat *B* în stare neciuruită și în stare ciuruită. Determinările au arătat că pentru obținerea unor rezultate bune în exploatare este indispensabil ca aglomeratul să fie bine ciuruit. Cu toate că aglomeratul ciuruit mai conținea încă 6,5% particule cu granulație sub 5 mm, la încărcarea în furnal s-a putut reduce consumul de cocs, de la 698 la 657 kg/t fontă.

Tabela 7

Proprietățile	Aglomerat			Pelete					
				Malmberget			Carol-Lake	Marcona	Otanmäki
	A	*B*	*C*	30	20	15			
Compoziția chimică, %									
Fe	49,82	61,00	60,44	68,48	67,93	67,49	64,80	66,39	66,74
Mn	1,08	0,67	0,73	0,06	0,13	0,23	0,32	0,22	0,18
P	0,019	0,037	0,066	0,007	0,008	0,008	0,008	0,006	0,006
S	0,04	0,04	0,09	0,01	0,01	0,01	0,05	0,03	0,04
FeO	17,31	13,68	13,93	1,04	0,85	1,15	0,35	2,03	0,80
CaO	11,28	4,61	5,56	0,39	1,02	0,63	0,85	0,57	0,97
MgO	1,15	1,08	0,75	0,50	0,63	0,87	0,85	0,90	0,85
SiO_2	6,73	5,04	5,17	0,51	0,54	0,58	4,99	2,17	0,80
Al_2O_3	2,29	2,15	2,23	0,22	0,27	0,77	1,08	0,99	1,60
Umiditatea, %	—	0,35	0,40	2,35	1,53	2,77	3,51	0,48	6,63
Compoziția granulometrică, %									
− 5 mm	9,9	17,9	12,9	3,9	3,4	1,5	0,4	3,8	1,6
5−20 mm	46,5	59,3	60,6	15,9	64,7	93,6	97,7	95,4	68,4
20−50 mm	24,5	17,2	17,1	80,2	31,9	4,9	1,9	0,8	30,0
+50 mm	19,1	5,6	9,4	—	—	—	—	—	—
Dimensiunea medie, mm	32,8	17,2	19,5	27,0	18,1	16,7	13,5	12,8	16,7
Porozitatea, %	20,4	16,4	18,1	22,2	22,4	29,0	32,0	21,5	26,7
Rezistența medie la strivire, kg/peletă	—	—	—	712	532	168	366	207	107

S-a putut astfel atinge consumul de cocs de 659 kg/t fontă al peletelor Carol-Lake. Dacă ar fi existat posibilitatea de a se ciurui aglomeratul înaintea încărcării în furnal, reducîndu-se sub 6,5% fracția de particule fine, s-ar fi putut obține o reducere și mai mare a consumului de cocs.

Și aceste încercări au confirmat deci faptul că un aglomerat bine ciuruit este echivalent cu peletele de bună calitate. În cazul încercărilor cu pelete, precum și la încercarea cu aglomeratul ciuruit, a mai rămas disponibilă o rezervă importantă de mărire a productivității. În timpul unor deranjamente apărute la alte furnale, debitul de aer a putut fi mărit la

Tabela 8

Indicii de exploatare a furnalelor I și IV din Bochum la experimentările din anul 1964

Etapa	Luna	Indicii de exploatare								
		Cocsul tehnic			Încărcarea netă kg/t fontă	Aerul cald			Reducerea indirectă, %	Indicele de utilizare, t/m^3·zi
		t/zi	kg/t fontă	kg/t fontă echivalentă		Debitul, Nm^3/h	Temperatura, °C	Presiunea, at		
Furnalul I										
50% Fe în aglomerat										
A	februarie	699	766	742	1 783	78 700	735	0,87	47,0	1,07
B	iunie	738	729	732	1 684	81 420	810	0,79	52,3	1,19
C	august	772	727	766	1 653	84 470	931	0,87	48,4	1,25
50 % Fe în pelete										
Carol-Lake	iulie	764	686	685	1 711	85 170	797	0,82	55,2	1,31
	octombrie	778	692	697	1 749	86 790	815	1,00	52,5	1,32
Malmberget 30	ianuarie	737	793	827	1 676	81 420	906	0,65	44,2	1,09
Malmberget 20	martie	731	707	728	1 643	80 530	870	0,74	48,2	1,22
	aprilie	791	710	722	1 626	85 520	839	0,69	47,0	1,31
Malmberget 15	noiembrie	700	710	710	1 677	77 770	799	1,07	50,0	1,16
	decembrie	702	668	679	1 647	75 270	845	0,95	54,7	1,24
Marcona	decembrie	727	621	648	1 650	76 870	909	0,94	52,6	1,38
Furnalul IV										
50% Fe în aglomerat										
A	martie	481	704	718	1 780	53 680	843	0,65	49,4	1,17
	iunie	476	730	727	1 758	54 110	787	0,70	54,2	1,12
B	mai	481	707	698	1 709	51 820	774	0,66	54,2	1,17
	septembrie	527	656	657	1 669	57 540	805	0,78	54,5	1,38
C	aprilie	537	752	745	1 700	59 760	782	0,59	52,3	1,22
50 % Fe în pelete										
Carol-Lake	iulie	497	667	649	1 691	56 560	729	0,90	63,5	1,28
	august	615	672	669	1 721	69 850	790	0,95	63,4	1,58
Otanmäki	decembrie	511	732	759	1 768	55 980	892	0,62	51,2	1,20
75% Fe în pelete										
Carol-Lake ciuruite	octombrie	531	609	609	1 715	59 410	801	0,49	58,0	1,51
	octombrie	797	648	652	1 741	88 100	821	0,99	57,2	2,14

* Corectat pentru o temperatură a aerului cald de 800°C.

cele două furnale în care se făceau încercările, menținîndu-se timp mai îndelungat presiunea aerului la valoarea maximă posibilă, fără ca funcționarea furnalelor să fi avut de suferit. Pentru motivele arătate mai sus nu a fost însă posibil să se facă o cercetare mai amplă a posibilităților de mărire a productivității cu folosirea materiilor prime considerate.

Din rezultatele acestor serii de încercări au putut fi trase următoarele concluzii :

— Dacă aglomeratul nu este ciuruit decît la cald, deci în mod insuficient, solicitările mecanice din timpul transportului de la fabrica de aglomerare la furnal produc un procent atît de mare de fracții fine, încît rezultă un efect foarte defavorabil asupra consumului de cocs și asupra productivității furnalului. În condițiile actuale este deci necesar ca aglomeratul, pe lîngă un grad optim de oxidare și o rezistență suficient de mare (comparativ cu peletele supuse acelorași tratamente preliminare), să satisfacă următoarele condiții : să fi fost ciuruit la cald ; să fi fost stabilizat prin concasare și ciuruire la rece în cadrul fabricii de aglomerare ; să fie ciuruit și înaintea introducerii în furnal.

— Peletele pentru furnale trebuie să îndeplinească următoarele condiții : să aibă un diametru de 10—15 mm, cu un domeniu cît mai îngust de variație granulometrică ; rezistența la compresiune să fie suficient de mare (cel puțin 250 kg/peletă) ; rezistența la abraziune să fie de cel puțin 95% ; fracția fină cu granulație sub 5 mm să nu depășească 5% în starea de livrare ; îndeplinirea condițiilor de mai sus nu trebuie să fie influențată sensibil printr-o depozitare, mai îndelungată, a peletelor.

— Dacă se îndeplinesc condițiile arătate mai sus, aglomeratul și peletele apar echivalente din punct de vedere al utilizării în furnal. Se justifică deci, și în continuare, aglomerarea materialelor cu granulație fină, care rezultă în cantități mari la orice secție de furnale [3].

În ultimii ani, în diferite țări din lume se urmărește îmbunătățirea în continuare a indicilor tehnico-economici ai furnalelor, prin prereducerea în afara furnalului a materialelor preparate.

Primele experiențe cu pelete prereduse au fost efectuate de U.S. Bureau of Mines, în furnalul experimental de la Bruceton, utilizînd pelete tratate după procedeul SL/RN și obținute într-o stație pilot aparținînd societății Stelco (Canada). Experimentările au fost efectuate introducînd proporții crescînde de pelete prereduse în încărcătura furnalului. În acest mod, conţinutul de fier din încărcătură a variat între 63 şi 84% .

În urma creşterii conţinutului de fier al încărcăturii de la 63 la 84%, consumul specific de cocs a scăzut de la 520 la 280 kg/t fontă. Concomitent a crescut productivitatea furnalului cu 44% [4].

Cercetări privind funcţionarea unui furnal industrial cu pelete prereduse în încărcătură au fost făcute în Canada, de către societatea Stelco, în perioada 1964—1965. Experienţele s-au efectuat la furnalul *B* (586 m^3 volum util) al uzinei Hilton din Hamilton, Ontario. La încercări s-a utilizat o cantitate de 11 500 t pelete prereduse după procedeul SL/RN în instalaţia semiindustrială existentă în aceeaşi uzină. Peletele prereduse au avut un conţinut de 88,7% Fe şi un grad de metalizare de 90,6%, fiind obţinute din pelete care aveau un conţinut iniţial de fier de 66,8%. Încercările s-au făcut în două etape, pentru fiecare etapă înregistrîndu-se un mers de referinţă [5].

În prima etapă s-a introdus în încărcătura furnalului 30% din pelete sub formă preredusă. În această etapă furnalul a funcţionat fără adaos de combustibili auxiliari insuflaţi, prin gurile de vînt. În etapa a doua s-a menţinut aceeaşi proporţie de pelete prereduse în încărcătură, cu deosebirea că în furnal s-au introdus concomitent combustibili auxiliari prin gurile de vînt.

Din experimentări a rezultat că, consumul specific de cocs a scăzut cu 103,7 kg/t fontă, adică cu 8,2% pentru 10% fier metalic din încărcătură, în cazul funcţionării fără adaos de combustibili auxiliari, respectiv cu 7,4% pentru 10% fier metalic în încărcătură,la funcţionarea cu insuflare de gaz natural prin gurile de vînt.

Şi în ceea ce priveşte creşterea productivităţii furnalului, înregistrată în ambele perioade de experimentări, s-au observat diferenţe între mersul furnalului cu pelete prereduse, cu şi fără insuflare de gaze naturale, astfel : în prima etapă producţia zilnică a avut o creştere de 9% la fiecare 10% fier metalic din încărcătură, iar în a doua etapă, creşterea producţiei a fost de numai 7% pentru fiecare 10% fier metalic din încărcătură. Funcţionarea furnalului cu pelete prereduse a decurs fără deranjamente.

Tot în anul 1965 au fost efectuate încercări la scară industrială, în Japonia, de utilizare a aglomeratului preredus, la furnalul nr. 6 al Uzinei Iawata din Higashida, aparţinînd societăţii Iawata Iron and Steel Co. Ltd. Furnalul a avut un volum util de 648 m^3. La experimentări a fost utilizată o cantitate de circa 10 000 t aglomerat preredus avînd granulaţia între 3 şi 35 mm. Aglomeratul a fost preredus cu carbon solid, într-un cuptor rotativ, şi a avut un conţinut de fier de 68,0% şi un grad de metalizare, în medie de 59%.

Încercările de referinţă ale furnalului au fost făcute cu o încărcătură formată din 45% minereu sortat şi 55% aglomerat autofondant, aglomeratul preredus înlocuind o parte din minereul sortat. Înlocuind 40% din încărcătură cu aglomerat preredus, consumul specific de cocs a scăzut de la 490 la 400 kg/t fontă, adică cu 18,4%. În acelaşi timp, productivitatea furnalului s-a mărit cu circa 15%.

Experienţele efectuate au permis cercetătorilor japonezi să ajungă la concluzia că prin introducerea în furnal a circa 100 kg Fe met./t fontă, consumul specific de cocs se reduce cu circa 6,2%, iar productivitatea furnalului creşte cu 5,3%. În continuare s-a calculat economia de cocs rezultată, în ipoteza funcţionării furnalului numai cu aglomerat preredus (142,98 kg pentru 100 kg fier). Considerînd consumul specific de referinţă tot de 480 kg cocs/t fontă rezultă o scădere a consumului specific de cocs, în acest caz, de 30 kg/t fontă.

Din experimentările prezentate rezultă că utilizarea în furnal a minereurilor preparate şi prereduse duce la scăderea consumului specific de cocs şi la mărirea productivităţii, ca urmare a măririi conţinutului de fier a încărcăturii, datorită îndepărtării parţiale sau totale a oxigenului legat în oxizii de fier.

Este clar că, cu cît gradul de prereducere al minereului este mai mare, cu atît consumurile specifice ale furnalului vor fi mai mici şi productivitatea lui, mai mare. Pentru a stabili însă care este gradul optim de prereducere a minereului, din punct de vedere economic, trebuie să se ţină seamă de faptul că cheltuielile legate de prereducere cresc cu gradul acesteia. De asemenea, cheltuielile de transport sînt influenţate de gradul prereducerii minereului transportat, scăzînd cu acesta. Ca urmare în fiecare caz în parte se întocmesc calcule complexe; gradul de prereducere folosit se determină corespunzător minimului cheltuielilor totale legate de transport, prereducere şi folosire în furnal [6].

În urma prezentării comparative a experimentărilor privind utilizarea aglomeratului sau a peletelor în furnal, în diferite ţări, în încheiere se pot rezuma cele expuse prin următoarele concluzii de ordin general:

— Atît aglomeratul, cît şi peletele reprezintă materiale cu grad înalt de pregătire, care îmbunătăţesc în mod evident indicii tehnico-economici de funcţionare a furnalului, proporţional cu ponderea lor în încărcătură. Optarea pentru unul sau altul dintre cele două materiale este hotărîtă în primul rînd de caracteristicile bazei de materii prime folosite şi de economicitatea preparării.

— Rezultatele utilizării la furnal a aglomeratului sau a peletelor variază mult, în funcție de calitatea acestora. La stabilirea calității aglomeratului sau a peletelor trebuie avute în vedere următoarele proprietăți:

— compoziția chimică; structura mineralogică; compoziția granulometrică; rezistența mecanică la rece (la tobă, la cădere, la compresiune); rezistența mecanică la cald (proba Linder); temperatura de înmuiere; sub sarcină; porozitatea; reductibilitatea.

Pentru fiecare material se stabilesc, prin determinări preliminare, valorile optime pentru utilizarea lui în condițiile respective, la încărcătura furnalului.

— Datorită îmbunătățirii permeabilității la gaze a coloanei de materiale din furnal, folosirea peletelor de bună calitate duce la mărirea intensității de ardere și, în consecință, la mărirea sensibilă a productivității. Îmbunătățirea utilizării capacității reducătoare a gazelor din furnal determină micșorarea consumului specific de cocs. Rezultate asemănătoare se obțin însă și prin folosirea la furnal a aglomeratului de granulație stabilizată și ciuruit înainte de introducerea în furnal.

— Cheltuielile de investiții pentru prepararea și prețul de cost al fontei pentru cele două variante tehnologice — aglomerare sau peletizare — sînt de același ordin de mărime, variind după condițiile specifice ale fiecărei țări. Numai un calcul economic complet, făcut pentru fiecare caz în parte, poate hotărî stabilirea variantei optime de preparare [7].

— Îmbunătățirea în continuare a calității materialelor preparate pentru furnal se poate realiza prin prereducerea în afara furnalului, cu combustibili economici. Gradul de prereducere optim se stabilește corespunzător minimului cheltuielilor totale legate de transport, prereducere și folosire în furnal.

BIBLIOGRAFIE

[1] Heynert G., Zischkole W. ş.a. Stahl und Eisen, nr. 23, 1962, p. 1641 — 1647.

[2] Petersen U., Kohlhöfer H. ş.a. Stal, nr. 8, 1964, p. 685 — 687.

[3] Pohl H. ş.a. Stahl und Eisen, nr. 2, 1966, p. 65 — 76.

[4] Chase P. W. Blast Furnace and Steel Plant, nr. 10, 1963, p. 868 — 878.

[5] Peart J. A. şi Pearce F. J. Journal of Metals, nr. 12, 1965, p. 1286 — 1292.

[6] Guran M. şi Tripşa I. *Noutăți în pregătirea minereurilor de fier*. Editura tehnică, 1964.

[7] Graff H. M. şi Bouwer S. C. Journal of Metals, nr. 17, 1965, p. 389—394.

Influenţa compoziţiei chimice asupra proprietăţilor mecanice şi fizice ale aliajelor de aluminiu de tipul Al-Zn-Mg sudabile

Prof. dr. ing. V. POPOVICI
Institutul politehnic—Timişoara

şi

dr. ing. S. ŞONTEA
Uzinele „Electroputere"—Craiova

CZ 669.715 : 621.791.011

L'INFLUENCE DE LA COMPOSITION CHIMIQUE SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES ET PHYSIQUES DES ALLIAGES D'ALUMINIUM DE TYPE AL—ZN—MG SOUDABLES

L'ouvrage présente sommairement les résultats de certaines recherches expérimentales concernant les alliages Al—Zn—Mg de grande résistance, soudables. On indique le mode d'élaboration, de moulage, ainsi que l'influence de la composition chimique sur les propriétés de résistance et sur quelques propriétés physiques.

En tenant compte des propriétés mécaniques déterminées, on suppose que ces alliages seront utilisés à une grande échelle (remplaçant l'acier) après que l'on aura acquis des possibilités d'assimilation pour leur fabrication en série.

INFLUENCE OF CHEMICAL COMPOSITION ON MECHANICAL AND PHYSICAL PROPERTIES OF WELDABLE ALUMINIUM ALLOYS

The paper presents, in short, results of investigations regarding weldable, high-resistant, Al—Zn—Mg alloys. Elaboration, casting, as well as influence of chemical composition on resistance properties and some physical properties are shown. Taking into account estimated mechanical properties, it is assumed that these alloys may cover a large field of utilizations (replacing steel) if adequate conditions for a serial production could be provided.

Dintre aliajele de aluminiu, aliajele sudabile de tip Al-Zn-Mg prezintă proprietăţi de rezistenţă apropiate de cele ale oţelului, fiind totodată rezistente la solicitări dinamice şi la coroziune.

Ţinînd seamă de baza de materii prime existente în Republica Socialistă România, precum şi de considerentele tehnico-economice, la Institutul politehnic din Timişoara, şi la uzinele „Electroputere" — Craiova s-au studiat proprietăţile acestor aliaje, în vederea stabilirii procesului optim de tehnologie a sudării. Rezultatele acestor cercetări din punct de vedere al elaborării, turnării şi al determinării influenţei compoziţiei chimice asupra proprietăţilor mecanice sînt arătate, pe scurt, în lucrarea de faţă.

Elaborarea şarjelor experimentale. S-au elaborat opt şarje experimentale *(A—H)*. Elaborarea s-a făcut într-un cuptor creuzet cu flacără [1]. Principalele materii prime utilizate la elaborare au fost aluminiul de electroliză şi zincul de fabricaţie indigenă.

Elementele de aliere au fost introduse în cuptor sub forma unor prealiaje : AlMg cu 10% Mg, AlMn cu 10% Mn, AlTi cu 4% Ti şi AlCr cu 10% Cr.

Ca fondant s-a folosit un amestec de clorură de magneziu, clorură de sodiu şi fluorozirconat de potasiu. Temperatura de turnare a fost de 650—680°C. Înainte de turnare s-a făcut degazarea cu hexacloretan în proporţie de 0,5% din greutatea şarjei.

Şarjele elaborate acoperă domeniile cele mai importante din punct de vedere al compoziţiei chimice. Compoziţia chimică a acestor şarje, [1—5] determinată în paralel în mai multe laboratoare specializate din ţară, este arătată în tabela 1. Poziţia acestor şarje experimentale în diagrama de echilibru este arătată în figura 1.

Tabela 1

Şarja	Compoziţia chimică, %							
	Zn	Mg	Cr	Si	Mn	Fe	Ti	Zr
A	3,46	1,85	—	0,28	0,20	0,3	—	—
B	4,90	2,09	0,26	0,28	0,36	0,5	—	—
C	4,60	2,17	0,19	0,27	0,66	0,6	0,12	—
D	2,30	2,40	0,18	0,24	1	0,7	0,10	0,04
E	5,70	0,54	0,257	0,14	0,38	0,4	0,12	—
F	2,8	2,80	0,15	0,12	0,23	0,36	0,25	—
G	4	1,88	0,70	0,14	0,955	1	0,29	0,12
H	3,43	2,42	0,06	0,19	0,42	0,12	0,1	0,1

Influenţa compoziţiei chimice asupra proprietăţilor mecanice. După cum rezultă din tabela 1 s-au ales limite de concentraţie variate atît pentru elementele de bază, cît şi pentru celelalte elemente.

Considerentele care s-au avut în vedere sînt următoarele :

— Gruparea aliajelor folosind metoda cercetătorilor francezi. Conform lucrării [5] şarja *E* se încadrează în grupa aliajelor care se durifică puţin în urma tratamentului de punere în

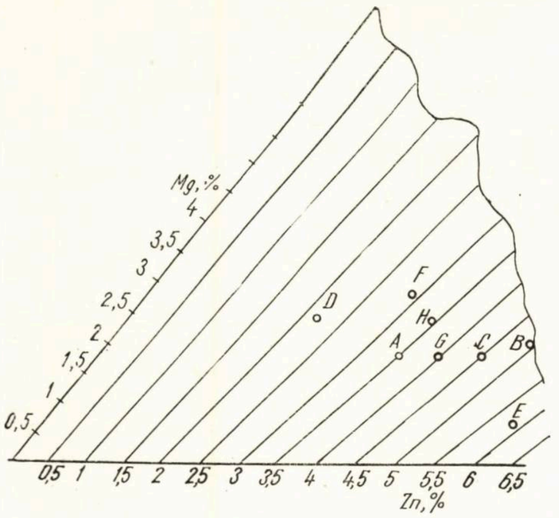


Fig. 1. Poziţia şarjelor experimentale în diagrama de echilibru.

soluţie, şarjele F, G şi H se încadrează în grupa aliajelor intermediare, cu proprietăţi mecanice ridicate, iar şarjele B şi C, în aceea a aliajelor cu proprietăţi mecanice foarte ridicate.

— Realizarea unei şarje cu conţinut mediu de zinc şi magneziu (D) însă cu conţinut înalt de mangan şi fier, pentru a verifica influenţa acestor două elemente asupra proprietăţilor mecanice faţă de cele ale aliajelor cu conţinut de Mn sub 0,3%.

— Realizarea unei şarje cu conţinut mediu de zinc şi magneziu (A) dar fără crom, pentru a verifica influenţa acestuia asupra proprietăţilor mecanice.

Din aliajele studiate după deformarea plastică şi tratamente termice corespunzătoare, au fost prelevate epruvete pentru încercări mecanice.

Rezultatele obţinute sînt prezentate grafic în figura 2.

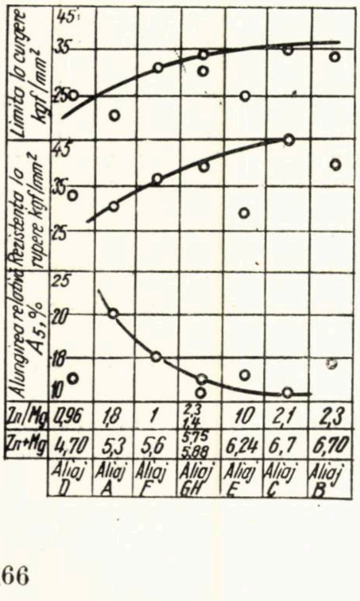


Fig. 2. Caracteristicile mecanice obţinute pe epruvetele din şarjele turnate.

După cum se observă din această figură, proprietăţile de rezistenţă (limita de curgere şi rezistenţa la rupere) cresc o dată cu suma Zn+Mg, în timp ce alungirea relativă scade. În cadrul aliajelor studiate sînt însă şi excepţii determinate de compoziţia chimică. Astfel, aliajul A, datorită lipsei cromului din compoziţie, prezintă caracteristici de rezistenţă mult inferioare celorlalte aliaje, de unde rezultă influenţa directă a acestuia asupra rezistenţei.

De asemenea, aliajul E, la care conţinutul de magneziu este mic (0,54%) în comparaţie cu celelalte aliaje, are caracteristici de rezistenţă slabe, datorită gradului de durificare scăzut, determinat tocmai de conţinutul scăzut de magneziu.

Aliajele D şi G, caracterizate prin concentraţii mai mari de fier, mangan sau siliciu, datorită compuşilor duri care se formează, au o plasticitate redusă, neîncadrîndu-se în variaţia normală a alungirii relative în funcţie de suma (Zn+Mg).

Influenţa compoziţiei chimice asupra caracteristicilor fizice. Caracterizarea aliajelor elaborate s-a făcut şi prin determinarea greutăţii specifice şi a coeficientului de dilatare liniară. Greutatea specifică determinată în laborator este redată în tabela 2.

Tabela 2

Şarja	Greutatea specifică, kg/dm³
A	2,64
B	2,76
C	2,72
D	2,56
E	2,7
F	2,6
G	2,86
H	2,65

La cîteva şarje s-a determinat coeficientul de dilatare liniară, cu ajutorul unui dilatometru diferenţial după Ulbricht. Încălzirea probelor s-a făcut pînă la 400°C. În figura 3 este prezentată variaţia alungirii în funcţie de temperatura de încălzire, iar în tabela 3, variaţia coeficientului de dilatare liniară, pentru şarjele studiate.

După cum se observă, începînd de la 200°C, alungirile şi dilatarea sînt mai accentuate cu

Tabela 3

Şarja	Coeficientul de dilatare liniară	
	100°C	400°C
C	$19{,}05 \cdot 10^{-6}$	$28{,}33 \cdot 10^{-6}$
D	$19{,}05 \cdot 10^{-6}$	$28{,}65 \cdot 10^{-6}$
E	$20{,}01 \cdot 10^{-6}$	$28{,}24 \cdot 10^{-6}$
F	$21{,}14 \cdot 10^{-6}$	$28{,}46 \cdot 10^{-6}$

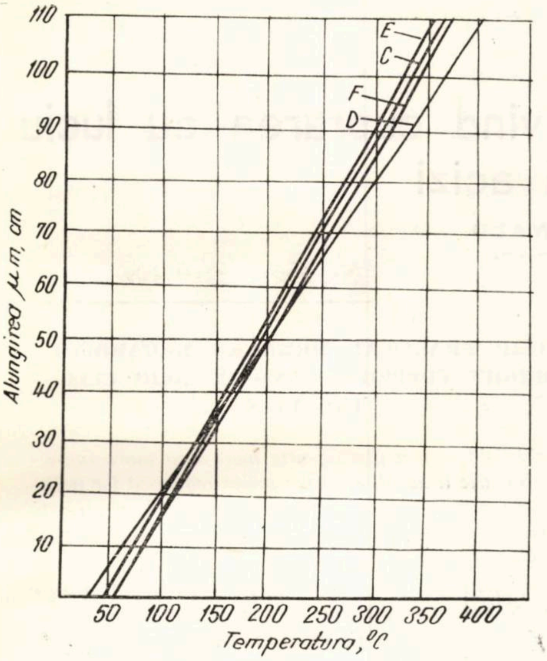


Fig. 3. Variaţia alungirii în funcţie de temperatura de încălzire.

cît conţinutul de zinc şi magneziu este mai ridicat. Aceasta, datorită faptului că atît zincul, cît şi magneziul au coeficienţii de dilatare superiori coeficienţilor de dilatare ai celorlalţi componenţi.

Concluzii

Avînd în vedere cele prezentate în acest articol se propune asimilarea şi elaborarea în ţară a aliajelor Al-Zn-Mg care vor constitui, în perspectivă, materiale mult solicitate în construcţiile metalice sudate.

Din experienţele efectuate s-au constatat următoarele :

— caracteristicile mecanice chiar în stare turnată sînt influenţate de compoziţia chimică a acestora, şi anume de conţinutul de zinc + magneziu, crom, fier, mangan.

— suma (zinc + magneziu) conferă proprietăţi mecanice cu atît mai ridicate, cu cît ea este mai mare ;

— în lipsa cromului, cantităţi obişnuite de zinc şi magneziu nu asigură caracteristici ridicate acestor aliaje ;

— zirconiul şi titanul aduc un plus de rezistenţă ;

— fierul şi manganul în cantităţi mai mari de 0,3 % dau naştere combinaţiilor dure, care produc tensiuni în structura aliajelor şi fragilitate ;

— densitatea şi greutatea specifică sînt influenţate direct de compoziţia chimică ;

— proprietăţile mecanice ale acestor aliaje în funcţie de compoziţia chimică trebuie considerate şi faţă de starea lor, mai ales după laminare şi tratamente de durificare, ca şi rezistenţa la coroziune şi sudabilitate, probleme care vor fi studiate ulterior.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mudrack K. P. *Cercetări privind tehnica sudării unui aliaj Al-Zn-Mg sub considerentul special al fisurabilităţii sudurii.* Supliment la revista ,,Schnetase und Schneiden, nr. 2, 1960.

[2] Chevigny R., Develay R., Golhandis A., Mlle I. şi Petroquin. *Aliaje aluminiu-zinc-magneziu.* Comunicare la simpozionul franco-italian pentru metalurgie uşoară. Milano, 1965.

[3] Brenner P. *Caracteristicile şi utilizarea unui aliaj Al—Zn—Mg durificabil şi sudabil.* Aluminium, nr. 10, 1961, p. 2.

[4] Verner G. şi Kurt P. *Cercetări pe un aliaj Al—Zn—Mg sudat.* Schweisstechnik, 13—63, p. 481.

[5] Wauschkuhn K. *Aliaje din aluminiu în special din sortimentul Al—Zn—Mg pentru construcţii sudate.* Metall, nr. 3, 1965, p. 244.

[6] Şontea S. şi Nicola F. *Realizarea unui aliaj de aluminiu deformabil, de mare rezistenţă.* Metalurgia, nr. 12, 1967.

REALIZĂRI TEHNICE

Unele observaţii practice privind cuprarea cu luciu în electroliţi acizi

Chim. E. GRÜNWALD
I. I. L. Electrometal — Cluj

CZ 669.387

CERTAINES OBSERVATIONS PRATIQUES CONCERNANT LE CUIVRAGE LUISANT, DANS DES ÉLECTROLYTES ACIDES

L'importance du cuivrage luisant se développant de plus en plus, grâce à la diminution des couts élevés pour le polissage des couches de cuivre déposées, on a tâché d'améliorer les anciennes méthodes de cuivrage acide luisant et de découvrir de nouvelles méthodes.

On a étudié un électrolyte pour le cuivrage luisant, à base de sulfate de cuivre, en présence de la tiourée, du chlorure de sodium et d'un complexe Co-amynique, comme additifs, pour le polissage. On a constaté que la formation des dépôts de cuivre luisants a lieu à des températures de 18 — 35°C, plus élevées que dans le cas où on n'utilise que la tiourée, et qu'il se produit un accroissement du domaine de formation du polissage.

Le dépôt est luisant comme un miroir et s'obtient entre des limites relativement grandes de la densité du mélange.

SOME PRACTICAL REMARKS REGARDING BRIGHT COPPER-PLATING IN ACID ELECTROLYTES

As bright copper-plating gets more and more important, because it avoids the high prices requested for polishing the copper layers, efforts were made in view to improve old acid copperplating methods and to find new ones as well.

An electrolyte for bright copper-plating on copper sulphate base was studied, in presence of thiourea, sodium chloride and a Co-aminic complex as lustre additions. It was found that bright copper deposits occur at a temperature 18—35°C higher than if using only urea, and that a widening of the domain for lustre formation takes place.

The deposit has a mirror-finish and is obtained between rather large limits of the mixture's composition.

În ultimii ani, importanţa cuprării lucioase acide a crescut din ce în ce mai mult. Acest lucru se oglindeşte şi într-o serie de lucrări care descriu atît metode noi, cît şi îmbunătăţirile esenţiale ale electroliţilor cunoscuţi de cuprare acidă lucioasă. Îmbunătăţirile s-au realizat mai cu seamă pentru reducerea costurilor ridicate de lustruire ale straturilor de cupru depuse.

Produsele de condensare se propun într-un număr mai mare decît adaosurile simple. Aşa de pildă au fost încercaţi următorii compuşi: benztriazolul, produsele de condensare a tioureei şi formaldehidei, a diciandiamidei cu formaldehidă, aminoacizii, acizi sulfonici, amida acidului poliacrilic, acroleina cu aldehide şi uree etc. [1], [2]. Este interesant faptul că tioureea figurează în majoritatea reţetelor comunicate respectiv, brevetate. Acest fapt se datorează efectului dublu al substanţei, şi anume formarea luciului concomitent cu acţiunea de nivelare. Cu toate că introducerea ei în electrolit modifică chiar structura cristalină obişnuită, totuşi efectul ei nu se bazează numai pe absorbţia pe suprafaţa metalică, cum este cazul la coloizi (gelatină, clei etc.) ci şi prin atacul cuprului prin formarea unui strat subţire de sulfură de cupru [3]. Mai există posibilitatea descompunerii tioureei pe catod la hidrogen sulfurat şi cianură de amoniu [4].

Cu tot numărul mare de lucrări apărute cu privire la mecanismul de formare a straturilor lucioase de cupru, nu s-a lămurit complet acţiunea acestor substanţe pentru formarea luciului. Se presupune totuşi că aceasta poate fi diferită după felul substanţelor utilizate. Mulţi cercetători fac o legătură între adaosurile de luciu utilizate şi modificarea potenţialului catodic la formarea luciului [5].

Verificarea datelor din literatura de specialitate, privitor la compoziţia electrolitului acid conţinînd sulfat de cupru şi a parametrilor băii de cuprare cu luciu, a dovedit reproductibilitatea lor completă.

Compoziţia de bază a electrolitului a fost următoarea: $CuSO_4 \cdot 5H_2O$, 220 g/l; H_2SO_4 concentrat, 60 g/l.

Acestui electrolit de bază i s-au adăugat în cantităţi bine determinate tiouree, clorură de sodiu şi un complex cobalt-aminic.

Cu acest electrolit se lucrează la temperatura camerei cu posibilitatea măririi ei pînă la maximum 35°C. Peste această temperatură depunerile devin mate, iar peste temperatura de 50°C, tioureea se descompune în hidrogen sulfurat, bioxid de carbon şi amoniac, pierzînd astfel efectul de nivelare şi efectul pentru formarea luciului.

Densitatea de curent la agitarea electrolitului se menţine între 2 şi 5 A/dm^2.

Adăugarea complexului cobalt-aminic $[Co(en)(Py)_2]Cl$, în cantităţi de 0,1 — 0,5 g/l, fără alte adaosuri în electroliţii de cuprare acidă permite obţinerea unor depuneri semilucioase, mătăsoase [6]. În prezenţa tioureei însă, în cantităţi mai mari de 0,03 g/l, are o acţiune negativă, ducînd la formarea straturilor mate sau a dungilor pe depunere.

Descoperirea faptului că un conţinut de clorură într-un electrolit acid pe bază de sulfat are o importanţă primordială la desfăşurarea normală a cuprării lucioase a sugerat adăugarea în electrolitul sus-menţionat a clorurii de sodiu în cantitate de 30 mg/l. Această cantitate poate varia între 20 şi 60 mg/l NaCl. Dacă conţinutul de clorură este prea scăzut, depunerile obţinute sînt aspre şi prezintă dungi; dacă însă cantitatea clorurii depăşeşte 100 mg/l, depunerile devin mate şi puterea de acoperire scade mult.

Variaţia concentraţiei sulfatului de cupru în limitele de 150 — 250 g/l, la un conţinut constant de acid sulfuric (60 g/l) şi tiouree (0,03 g/l) măreşte valoarea limitei superioare a densităţii catodice de curent, care corespunde obţinerii unor depozite lucioase de cupru (tabela 1).

Tabela 1

Conţinutul de $CuSO_4 \cdot 5H_2O$, g/l	Densitatea curentului, A/dm^2	Gradul de luciu, %
150	3,5 (3,7)	95
180 (175)	5,2 (5,0)	96
200	6,2 (6,0)	100
220 (225)	6,5 (6,5)	100
240	6,7	100
250	6,9 (7,0)	100

Aceste valori se deosebesc foarte puţin de rezultatele lui K. P. Bataşev [7] (valorile din paranteză), în cazul unui conţinut constant de acid sulfuric de 100 g/l şi tiouree de 0,05 g/l.

Cele mai bune depuneri lucioase de cupru se obţin la concentraţiile sulfatului de cupru de 200 — 250 g/l.

Acidul sulfuric are o influenţă mai puternică asupra gradului de luciu la depunerea cuprului. Electrolitul conţine 220 g/l sulfat de cupru şi 0,03 g/l tiouree. Electroliza s-a făcut în următoarele condiţii: densitatea curentului, 5 A/dm^2; temperatura, 20°C; grosimea stratului, 20 µm.

Rezultatele obţinute sînt cuprinse în tabela 2.

Tabela 2

Conţinutul de acid sulfuric, g/l	15	25	30	40	50	60	100
Gradul de luciu, %	6	27	51	82	93	96	100

Dacă pe lîngă aceste adaosuri electrolitul mai conţine şi complexul cobalt-aminic în cantitate de 0,01 g/l, luciul depunerii de cupru creşte mai rapid o dată cu creşterea concentraţiei acidului sulfuric, pînă la 60 g/l (tabela 3 şi fig. 1).

Tabela 3

Conţinutul de acid sulfuric, g/l	15	25	30	40	50	60	100
Gradul de luciu, %	7	30	55	84	95	98	100

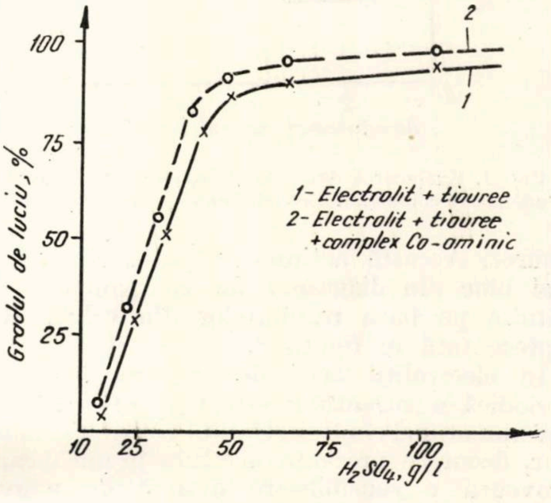


Fig. 1. Variaţia gradului de luciu al depunerii de cupru în funcţie de conţinutul de acid sulfuric. Electrolit: sulfat de cupru 220 g/l, tiouree 0,03 g/l, clorură de sodiu 0,03 g/l, complex cobalt-aminic 0,01 g/l.

Conţinutul de acid sulfuric la un conţinut constant de tiouree şi complex cobalt-aminic, care corespunde celui mai bun luciu al depunerii de cupru, poate fi calculat cu următoarea formulă:

$$H_2SO_4 \text{ g/l} = (A + B) \cdot 1\,000,$$

în care:

A este concentraţia complexului cobalt-aminic, g/l;

B — concentraţia tioureei, g/l.

Concentraţia tioureei (de 0,01 — 0,05 g/l) şi a complexului cobalt-aminic (de 0,01 — 0,02 g/l) nu are o influenţă esenţială asupra luciului în electrolitul pentru cuprarea cu luciu.

Se ştie că intervalul de regim al temperaturii în cazul întrebuinţării tioureei este foarte îngust (15 — 25°C); peste 25°C apare pe anozi o depunere albă, electrolitul devine tulbure, se înrăutăţeşte luciul cuprului depus şi pe depunere apar dungi.

Complexul cobalt-aminic are o acţiune vizibilă asupra extinderii domeniului depunerilor lucioase pînă la temperatura de 35°C, dacă se adaugă într-un electrolit care deja conţine şi tiouree. Această acţiune se poate observa cel mai bine din diagrama de echipament, constituită pe baza rezultatelor din celula Hull, reprezentată în figura 2.

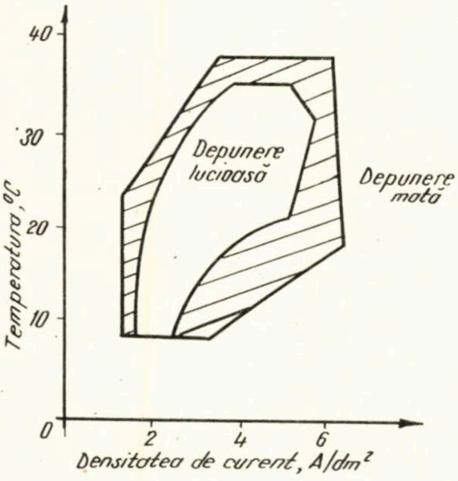


Fig. 2. Extinderea domeniului depunerilor lucioase la adăugarea complexului cobalt-aminic (maxim 0,02 g/l).

În electroliţii acizi de cuprare, inversarea periodică a curentului este mai puţin folosită, mai ales atunci cînd electrolitul conţine şi ioni de clor, deoarece prezenţa acestuia în unele cazuri provoacă o sensibilizare extrem de mare a electrolitului faţă de orice variaţie a parametrilor întrebuinţaţi. La o depăşire chiar foarte mică a concentraţiei ionului clor — care de altfel este absolut necesară formării depunerilor lucioase în condiţiile normale ale electrolizei — se pot forma straturi aspre, cu cristalizare grosolană, cu proeminenţe de formă piramidală, perpendiculare pe suprafaţa metalului de bază. Totuşi, în unele cazuri se pot obţine depuneri lucioase cu o stabilitate mare a soluţiei, cu un luciu maxim şi stabil [8]. Aceste efecte însă se obţin fără prezenţa ionului clor în electrolit, la circulaţia şi filtrarea continuă a soluţiei.

Electrolitul încercat şi experimentat lucrează deci în condiţii optime, avînd următoarea compoziţie şi parametri de lucru : 220 g/l sulfat de cupru; 60 g/l acid sulfuric; 0,03 g/l clorură de sodiu; 0,03 g/l tiouree; 0,01 g/l complex cobalt-aminic, temperatura fiind de 18—35°C şi densitatea de curent de 2—5 A/dm².

Electrolitul se filtrează continuu cu agitare concomitentă.

Concluzii

S-a studiat un electrolit de cuprare lucioasă pe bază de sulfat de cupru în prezenţa tioureei, clorurii de sodiu şi a unui complex cobalt-aminic, drept adaosuri de luciu. S-a constatat că formarea depunerilor de cupru lucioase are loc la temperaturi de 18 — 35°C, mai ridicată deci decît în cazul folosirii numai a tioureei, şi are loc o extindere a domeniului formării luciului. Depunerea are un luciu oglindă, care se obţine între limite relativ mari ale densităţii curentului.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Jahrbuch Oberflächentechnik*. Band 25, 1969, Berlin, Metall Verlag, GmbH.

[2] Pinner R. şi Weiner R. *Galvanische Uberzüge aus Kupfer und Kupferlegierungen*. Eugen G. Leuze Verlag, Saulgau Württ, 1965.

[3] Llopis J. J. Electrochem. Soc. 109, 1962, p. 368.

[4] Turner D. R., Johnsohn C. R. J. Electrochem. Soc. 109, 1962, p. 798—918.

[5] Watson S. A. Trans. Inst. Metal Finishing, 37, 1960, p. 144.

[6] Grünwald E. şi Várhelyi Cs. Galvanotechnik 59, nr. 10, 1968, p. 819—823.

[7] Bataşev K. P. *Teoria şi practica acoperirilor galvanice lucioase*. Extrase din lucrările Conf. Unionale Vilnius, U.R.S.S., 1962.

[8] Bataşev K. P. Izvestia Kazanskogo filiala AN, S.S.S.R., Seria himii nauk, nr. 5, 1959.

Analiza oţelurilor prin metoda spectrală de emisie a probelor aduse în soluţie*

Chim. I. RÎCĂ
Combinatul siderurgic—Hunedoara

CZ 669.14 : 543.42.062

L'ANALYSE DES ACIERS PAR LA MÉTHODE SPECTRALE D'ÉMISSION DES ÉPROUVETTES SOUS FORME DE SOLUTION

Dans cet ouvrage on présente une méthode d'analyse spectrale des aciers, par la méthode spectrale d'émission des éprouvettes sous forme de solution.

Au moyen de cette méthode on détermine les éléments suivants : chrome, nickel, cuivre, molybdène, vanadium, titane, aluminium, mangane.

Les éprouvettes en acier sont dissoutes dans un mélange d'acides (HCl : HNO_3). Comme standard interne on utilise le fer ou bien le cobalt. L'utilisation du cobalt comme standard interne est nécessaire lors de l'analyse des aciers à teneur variable en fer.

Pour introduire les éprouvettes sous forme de solution dans l'espace où se produisent les décharges, on utilise un dispositif spécialement construit à l'aide d'un électrode à canal axial et godet en plastique. L'éprouvette est entraînée par le canal axial dans la zone de décharge.

Comme source d'excitation on utilise l'étincelle de haute tension.

On a étudié ensuite le phénomène d'interinfluence entre les éléments. Dans les limites d'une matrice variable (fer, chrome, nickel) on n'a pas constaté cet effet.

Le présent ouvrage prouve que les problèmes se rapportant à l'analyse des aciers peuvent être facilement abordés à un niveau correspondant d'exactitude et de précision à l'aide de l'analyse spectrale d'émission des éprouvettes sous forme de solution.

STEEL ANALYSE BY THE SPECTRAL EMISSION METHOD OF SOLUBILIZED SAMPLES

The paper presents a spectral analyse method for steel, based on spectral emission of solubilized samples.

This method allows to estimate following elements : chromium, nickel, copper, molybdenum, vanadium, titanium, aluminium, manganese.

Steel samples are solved in acid mixture (HCl : HNO_3). As reference standard, iron or cobalt is used. Utilization of cobalt standard is necessary if samples with varying iron content are to be analysed.

To bring solubilized samples into the discharge space, a specially built device — consisting of an axially bored electrode and a plastic cup — is used. The sample is drawn through the axial channel into the discharge zone.

A high-tension spark is used as excitation source.

Further, reciprocal influence of elements was studied. Between the limits of a variable matrix (iron, chromium, nickel) such an effect was not noticed.

The paper demonstrates that questions related to steel analyse may be approached easily and at an adequate level of accuracy by utilizing emission spectral analyse of solubilized samples.

Consideraţii generale

Se ştie că analiza oţelurilor prin metoda spectrală de emisie pe probe solide prezintă o serie de dificultăţi legate de : neomogenitatea fizică şi chimică a probelor, efectul matricei, dificultăţi care apar la obţinerea etaloanelor.

Aceste inconveniente, legate de analiza pe probe solide, se pot elimina în mare parte prin analiza pe probe aduse în soluţie.

Pe scurt, avantajele analizei spectrale de emisie pe probe aduse în soluţie sînt :

— se micşorează efectul de neomogenitate al probei solide ;

— se elimină influenţa structurii probei asupra intensităţii liniei spectrale ;

— se pot efectua, asupra probelor aduse în soluţie, operaţii chimice pentru înlăturarea componenţilor deranjatori, analiza spectrală putînd utiliza astfel toate realizările chimiei analitice ;

— la analiza aliajelor complexe există posibilitatea adăugării unui standard intern, precum şi posibilitatea de a prepara etaloanele sintetice.

Se vede deci că metoda analizei spectrale pe probe aduse în soluţie prezintă avantaje certe.

În cazul analizei spectrale a soluţiilor o importanţă deosebită se acordă modului de introducere a probelor în spaţiul de descărcare.

O metodă des întîlnită este depunerea probei aduse în soluţie pe electrozi ficşi. Această depunere se poate efectua în următoarele moduri : umectarea electrozilor cu soluţia de analizat şi excitarea reziduului ce rămîne de la uscare [1], fixarea reziduului pe electrozi cu ajutorul lacurilor [2] sau, o altă variantă, introducerea probei adusă în soluţie în craterul unui electrod [3].

---

* Lucrarea a fost prezentată la Conferinţa republicană de chimie analitică, 24 — 28 septembrie 1969.

Această metodă de introducere a probei în spaţiul de descărcare, prin depunerea ei pe electrozi ficşi, prezintă dezavantajul că proba este supusă în timpul excitării unei distilări fracţionate.

Metoda prezentată a fost aplicată la determinarea aluminiului solubil în acizi, din oţel [4]. Proba de oţel este dizolvată în acid clorhidric după care electrozii de grafit se umectează cu soluţia filtrată. Reziduul fixat pe electrozi, după uscarea lor, se excită în arc de curent continuu. Drept standard intern s-a folosit în acest caz fierul.

Ellen W. Spitz şi colaboratorii [5] au folosit această metodă de introducere a probei în spaţiul de descărcare la analiza pămînturilor rare din oţel. Probele de oţel se dizolvă într-un amestec de acizi. Componenţii majori s-au separat prin electroliză pe catod de mercur. Ceriul, lantanul, neodimul, praseodimul care rămîn în soluţie sînt concentraţi prin precipitare cu hidroxid de amoniu. Precipitatul se dizolvă cu acid clorhidric. Ca standard intern se adaugă uraniul. Proba adusă astfel în soluţie se introduce în craterul unui electrod. După uscare este supusă excitării în arc.

Un alt procedeu utilizat la introducerea probelor lichide în spaţiul de descărcare îl constituie „discul rotitor". Cu ajutorul acestui dispozitiv proba se introduce în mod continuu în spaţiul de descărcare sub forma unei pelicule fine de lichid [6]. Acest procedeu este larg utilizat la analiza oţelurilor şi a aliajelor în general.

J. P. Pagliassotti [7] a determinat elementele uzuale din oţel (cromul, cuprul, manganul, molibdenul, nichelul, siliciul şi vanadiul) prin acest procedeu de introducere a probelor lichide în spaţiul de descărcare. Ca standard intern a folosit fierul şi drept sursă de excitare, scînteia condensată. Precizia determinărilor este cuprinsă între 2 şi 4%.

Acelaşi procedeu al discului rotitor l-au folosit J. P. Mc Kaveney şi G. L. Vassilaros [8], [9], la analiza oţelurilor şi aliajelor pe bază de nichel. Ei au determinat astfel beriliul, niobiul, magneziul, argintul, ytriul şi zirconiul. Ca sursă de excitare au folosit scînteia de înaltă tensiune.

Într-o altă lucrare [10], G. L. Vassilaros şi J. P. Mc Kaveney prezintă un procedeu chimico-spectrografic pentru determinarea cîtorva elemente reziduale din oţel (aluminiu, vanadiu, calciu şi titan) la care proba adusă în soluţie este introdusă în spaţiul de descărcare prin metoda discului rotitor. Probele sînt dizolvate într-un amestec de acizi ($HCl : HNO_3$), iar fierul este separat prin electroliză pe catod de mercur. Cobaltul este introdus ca standard intern. Ca sursă de excitare folosesc arcul de curent continuu.

G. F. Martensen [11] propune o metodă pentru determinarea a şase elemente din oţel (crom, nichel, mangan, molibden, vanadiu şi cupru), folosind tehnica discului rotitor. Proba se dizolvă într-un amestec de acizi ($HCl : HNO_3$), standard intern este cadmiul, iar sursa de excitare este scînteia de înaltă tensiune.

Tehnica discului rotitor este folosită şi de către C. A. Waggoner [12] la analiza constituenţilor majori din oţelurile înalt aliate. Cobaltul este adăugat ca standard intern. Fierul, cromul, nichelul, manganul şi molibdenul sînt determinaţi în limitele unei erori de 5%.

Ball M.C. şi colaboratorii [13] determină aluminiul din oţel prin metoda spectrală de emisie cu o precizie egală cu cea a metodelor colorimetrice. Proba adusă în soluţie este introdusă în spaţiul de descărcare prin metoda discului rotitor. Fierul este eliminat prin extracţie. Ca standard intern se adaugă cadmiul. Excitarea se face cu scînteie de înaltă tensiune.

Foarte utilizat pentru introducerea probelor în spaţiul de descărcare este electrodul poros cu cupă. Prin acest procedeu spaţiul de descărcare este alimentat continuu cu soluţie prin porii electrodului.

A. C. Ottolini [14] foloseşte acest procedeu la determinarea magneziului din fontă. Probele se dizolvă în amestec de acizi ($HCl : HNO_3$), iar ca standard intern se foloseşte fierul.

La analiza oţelurilor acest procedeu este folosit de către C. Feldman [15], precum şi de către A. C. Waggoner [12], care compară tehnica discului rotitor cu procedeul electrodului poros cu cupă în ceea ce priveşte reproductibilitatea rezultatelor. El nu găseşte o deosebire semnificativă între cele două procedee.

L. C. Flickinger şi colaboratorii [16] folosesc pentru introducerea probelor lichide în spaţiul de descărcare un electrod cu cupă de o construcţie specială. Autorii folosesc acest dispozitiv pentru analiza probelor de oţel aduse în soluţie la un spectrometru cu citire directă. Se determină elementele: molibden, siliciu, aluminiu, cupru, nichel, mangan, crom şi plumb. Ca standard intern se foloseşte fierul.

În literatură sînt descrise şi alte procedee pentru introducerea probelor lichide în spaţiul de descărcare. Dintre acestea se amintesc:

— introducerea soluţiilor sub formă de aerosoli [17];

— procedeul ce utilizează platforma rotativă [18];

— procedeul ce utilizează un disc mobil de hîrtie de filtru impregnată cu soluţia de analizat [25].

Observaţii detaliate şi referiri comparative asupra procedeelor enumerate, de introducere a probelor aduse în soluţie în spaţiul de descărcare, se găsesc în lucrările [19], [20], [21] şi [22].

În această lucrare se prezintă o metodă de analiză spectrală a probelor de oțel aduse în soluție, care folosește pentru introducerea lichidului în spațiul de descărcare un electrod fix cu canal axial și cupă (fig. 1). Proba lichidă este introdusă în zona de descărcare prin canalul axial al electrodului. Mecanismul ridicării lichidului în spațiul analitic se explică prin presiunea ce ia naștere la descărcare.

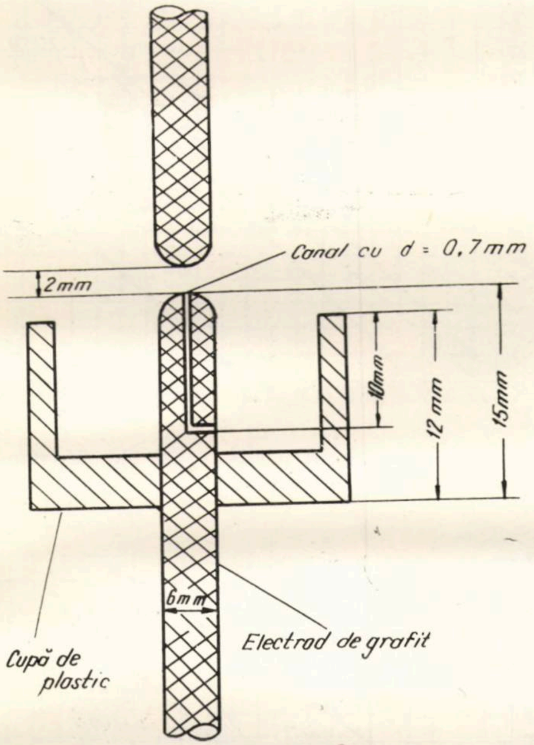


Fig. 1. Dispozitiv pentru introducerea probelor lichide în spațiul analitic.

Cantitatea de lichid care ajunge din cupă în spațiul de descărcare depinde, în primul rînd, de dimensiunea canalului electrodului și, în măsură mai mică, de diferența dintre nivelul lichidului din cupă și partea superioară a electrodului, cît și de regimul descărcării.

Pentru confecționarea electrodului s-a folosit atît grafitul, cît și cuprul. Utilizînd electrodul de cupru se elimină benzile de cian. Deoarece electrodul de grafit se confecționează mult mai ușor, iar rezultatele au demonstrat că folosirea acestuia ridică sensibilitatea analizei, la analizele efectuate pe probe de oțel aduse în soluție s-a utilizat electrodul de grafit cu canal axial și cupă. Cupa este confecționată din material plastic.

Excitarea cu ajutorul scînteii de înaltă tensiune s-a dovedit a fi cea mai avantajoasă acestui mod de introducere a probelor în spațiul de descărcare.

Limitele de sensibilitate determinate pentru mangan, crom, nichel, cupru, molibden, vanadiu și aluminiu sînt de același ordin de mărime cu cele date de K. Baer [19] pentru procedeu cu disc rotitor.

Metoda prezentată în lucrarea de față și utilizată la analiza oțelurilor pe probe aduse în soluție se înscrie în grupa metodelor ce asigură o alimentare continuă și uniformă a spațiului de descărcare.

Descrierea metodei

a) Aparatura

Aparatura spectrală utilizată [23] constă din :

— sursa de scînteie de înaltă tensiune — Generator HOF—2 Zeiss ;

— spectrograf PGS—2 m Zeiss ;

— microfotometru G2 — Zeiss.

Electrodul inferior este prevăzut cu canal axial și cupă de plastic (fig. 1) și se confecționează dintr-o tijă de grafit cu diametrul de 6 mm. Canalul se face cu ajutorul unui burghiu. Dimensiunile date în figura 1 s-au dovedit a fi cele mai avantajoase.

Plăcile fotografice utilizate la înregistrarea spectrelor au fost Gevaert 34 B 50. Modul de prelucrare a plăcilor este cel recomandat în lucrarea [23].

b) Reactivii

— amestecul de acizi ($HCl : HNO_3$) : 110 ml HNO_3 ($d = 1{,}4$) și 110 ml HCl ($d = 1{,}19$) se amestecă și se diluează cu un litru de apă distilată ;

— soluția de cobalt: 5 mg Co la 1 ml apă distilată se prepară din $CoCl_2 \cdot 6H_2O$ sau din $Co(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$;

— reactivi pentru prepararea unor soluții de crom, nichel, cupru, molibden, vanadiu, titan, fier, aluminiu. Aceste soluții s-au folosit la prepararea etaloanelor sintetice, precum și la efectuarea unor studii de interferență.

c) Modul de lucru

— se dizolvă 0,5 g oțel în 10 ml amestec de acizi (amestecul de acizi folosit asigură o dizolvare rapidă și completă a oțelurilor nealiate și slab aliate) ;

— se adaugă 5 ml soluție de cobalt ;

— se diluează cu apă distilată pînă la un volum de 25 ml ;

— se ia circa 1,5 ml din această soluție și se introduce în cupa electrodului.

La producerea și înregistrarea spectrelor s-au folosit următorii parametri : tensiunea de descărcare : 12 kV ; capacitatea : 12 nF ; inductanța : 0,08 mH ; domeniul spectral : 2 400 — — 4 100Å; lățimea fantei spectrografului: 20 mm; înălțimea fantei spectrografului : 1 mm; distanța dintre electrozi : 2 mm ; prescînteierea : 10 s ; înregistrarea : 40 s ; dispersia : 7,4 Å/mm.

Perechile analitice folosite sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Linia analitică, Å	Standardul intern, Å	Domeniile de concentrație, %
Al 3082,1	Co 3082,6 sau Fe 3083,7	0,10—1 %
Al 3944,0	Co 3894,9 sau Fe 3942,4	0,05—0,3 %
Al 3961,5	Co 3894,9 sau Fe 3963,1	0,01—0,15
Ti 3075,2	Co 3082,6 sau Fe 3083,7	0,10—1
Ti 3241,9	Co 3260,8 sau Fe 3276,4	0,03—0,5
V 3183,9	Co 3260,8 sau Fe 3187,2	0,05—1
Cr 2677,1	Co 2648,6 sau Fe 2649,4	0,03—1
Cr 2687,0	Co 2648,6 sau Fe 2649,4	0,50—5
Mn 2576,1	Co 2583,1 sau Fe 2584,5	0,01—1
Mn 3460,3	Co 3462,8 sau Fe 3450,3	0,40—4
Ni 3515,0	Co 3513,4 sau Fe 3493,4	0,05—4
Ni 3012,0	Co 2987,5 sau Fe 3009,5	0,30—6
Cu 3273,9	Co 3260,8 sau Fe 3276,4	0,03—0,8
Mo 2816,2	Co 2694,7 sau Fe 2813,5	0,05—1,2
Mo 2775,4	Co 2694,7 sau Fe 2772,0	0,10—2

Drept standard intern se folosește în unele cazuri fierul, iar în altele, cobaltul. Utilizarea cobaltului ca standard intern este necesară la analiza oțelurilor a căror conținut în fier este diferit.

Precizia și exactitatea metodei

Metoda prezentată s-a aplicat la determinarea următoarelor elemente din oțel : aluminiu, titan, vanadiu, crom, mangan, nichel, cupru și molibden.

Performanțele metodei au fost examinate în mai multe moduri.

În figurile 2, 3, 4 și 5 sînt trasate cîte o curbă de etalonare pentru fiecare din elementele analizate. Ca standard intern s-a folosit atît cobaltul, cît și fierul. Din aceste grafice se constată că punctele din planul de coordonate au o împrăștiere mică în jurul dreptelor de etalonare. Folosind atît cobaltul ca standard intern, cît și fierul, nu s-a constatat o diferență semnificativă între dispersiile respective.

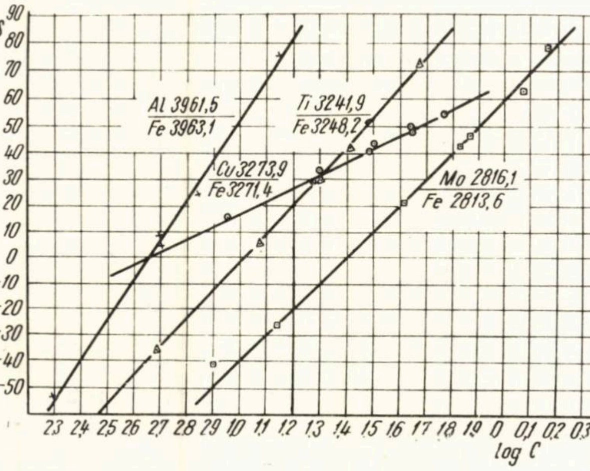


Fig. 2. Curbe de etalonare pentru Al, Cu, Ti, Mo (standard intern fierul).

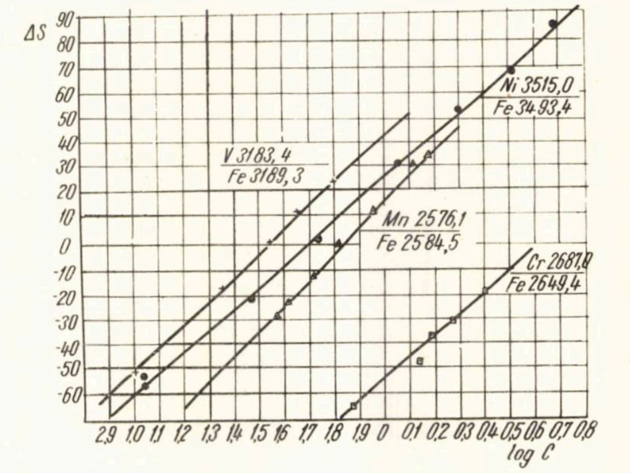


Fig. 3. Curbe de etalonare pentru V, Ni, Mn, Cr (standard intern fierul).

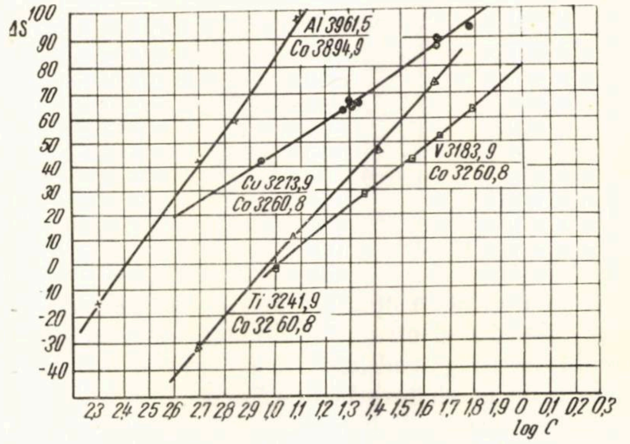


Fig. 4. Curbe de etalonare pentru Al, Cu, V, Ti (standard intern cobaltul).

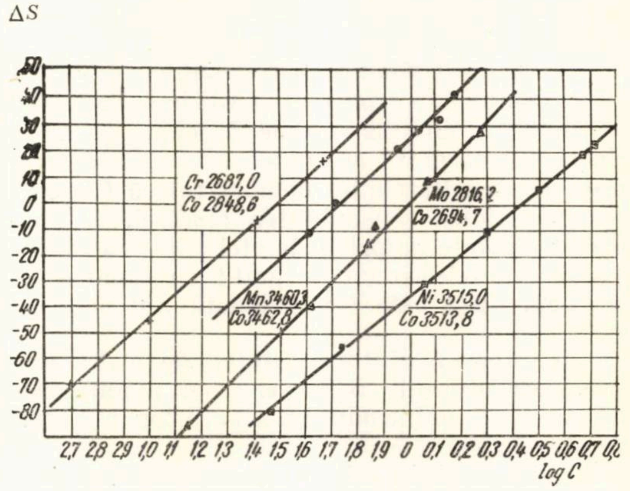


Fig. 5. Curbe de etalonare pentru Cr, Mn, Mo, Ni (standard intern cobaltul).

Setul de etaloane folosit este atît sub formă de şpan, cît şi sub formă de probe compacte. Datorită acestui fapt s-a putut face o comparaţie între metoda de analiză spectrală pe probe aduse în soluţie cu metoda de analiză direct pe probe solide. Aceasta s-a făcut cu ajutorul analizei de regresie. S-au comparat dispersiile punctelor în jurul dreptelor de etalonare pentru cele două metode de analiză pe acelaşi set de etaloane. În acest scop s-au înregistrat atît probe aduse în soluţie, cît şi probe compacte.

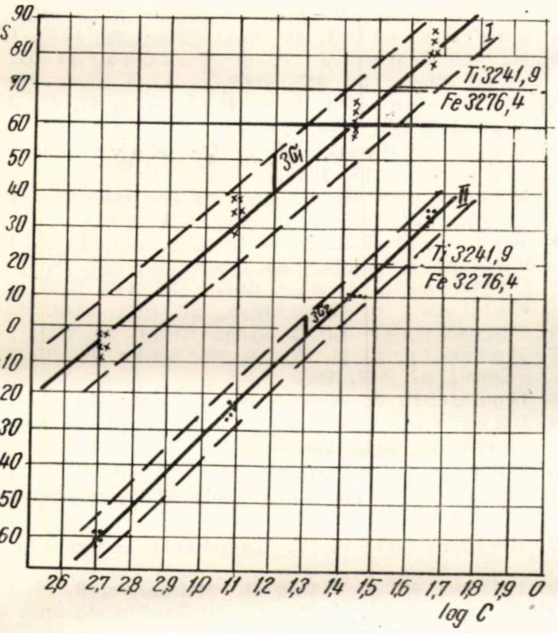


Fig. 6. Curbe de etalonare pentru cele două metode : *I* – analiza directă a probelor; *II* – analiza pe probe aduse în soluţie.

În figura 6 este exemplificat acest lucru pentru titan unde $\sigma_1 \simeq 2\,\sigma_2$ (σ_1, σ_2 — abaterile medii pătratice a rezultatelor înregistrărilor, în jurul dreptelor de etalonare, pentru probele aduse în soluţie, respectiv pentru probele compacte). Pentru calcularea lui σ_1 şi σ_2 se foloseşte formula :

$$\sigma_j = \sqrt{\frac{\Sigma_i\,(y_i - Y_i)^2}{n-2}}\,;\quad i_j = 1{,}2,$$

unde :

Y_i reprezintă valorile diferenţelor de înnegrire de pe curbele de etalonare ;

y_i — valorile obţinute ;

n — numărul de valori.

În general s-a găsit că dispersiile punctelor în jurul dreptelor de etalonare pentru cazul excitării directe a probei sînt de 1,8 pînă la 4 ori mai mari decît pentru cazul probelor aduse în soluţie.

Precizia şi exactitatea metodei au fost examinate şi prin executarea de analize repetate pe probe de conţinut cunoscut. În tabela 2 sînt date două exemple dintr-un asemenea studiu.

Tabela 2

Elementul	Proba I			Proba II		
	Concentraţia etalon	Rezultatul spectral	Abaterea medie pătratică	Concentraţia etalon	Rezultatul spectral	Abaterea medie pătratică
Mo	0,69	0,65	2,8 %	1,17	1,20	2,1 %
Cu	0,44	0,44	3,0	0,20	0,18	3,5
Al	0,35	0,35	2,5	0,05	0,05	5,0
Ti	0,26	0,25	3,2	—	—	—
Ni	0,55	0,53	3,0	1,14	1,16	2,2
V	0,35	0,32	2,7	0,35	0,36	2,5
Mn	0,42	0,41	2,1	0,90	0,89	1,8
Cr	1,36	1,30	2,0	1,85	1,83	2,1

Fiecare rezultat spectral din tabelă, cît şi abaterile medii relative sînt calculate pe baza a 10 determinări.

În analiza spectrală o sursă principală de erori o poate constitui interferenţa liniilor spectrale. În tabela 3 sînt date cele mai importante cazuri de interferenţă semnalate pentru liniile spectrale din tabela 1. La alcătuirea acestui studiu s-au luat în considerare elementele întîlnite mai frecvent în oţeluri.

Tabela 3

Linia analitică, Å	Linia de interferenţă, Å	Domeniul de concentraţie
Co 2648,6	Ni 2648,7	$C_{Ni} > 5\,\%$
Cr 2677,1	Mn 2677,2	$C_{Mn} > 3\,\%$
Co 2694,7	Cr 2694,6	$C_{Cr} > 5\,\%$
Mo 2816,4	Al 2816,1	$C_{Al} > 0{,}40\,\%$
Al 3082,1	Mo 3082,2 ;V 3082,1	$C_{Mo} > 1\,\%$; $C_V > 0\ 80$
Cu 3273,9	Mo 3273,9	$C_{Mo} > 4\,\%$;
Mn 3460,3	Cr 3460,4	$C_{Cr} > 4\,\%$;
Al 3961,5	Mo 3961,5	$C_{Mo} > 0{,}80\,\%$

Exactitatea metodei a fost examinată ţinînd seama şi de efectul de interacţiune dintre elemente. Pentru a pune în evidenţă acest efect s-au pregătit soluţii sintetice la care s-au determinat intensităţile liniilor elementelor de concentraţie constantă (aluminiu, cupru, molibden, vanadiu, titan, mangan) cînd concentraţia altor elemente din oţel (fier, crom, nichel) se modifică în limite largi.

Un astfel de studiu este prezentat în tabela 4. Din tabelă se vede că raportul dintre intensităţile liniilor elementelor de concentraţie constantă şi a standardului intern este constant, în afară de proba 2 unde s-a constatat o abatere pentru molibden, abatere ce s-ar putea datora suprapunerii liniei de crom 2 694,6 Å peste linia de cobalt 2 694,7 Å.

Din acest studiu rezultă că aceeaşi curbă de etalonare poate fi folosită la analiza unei

Tabela 4

Nr. probei	Fe, %	Cr, %	Ni, %	Al 3082,1 Å Co 3082,6 Å	Cu 3273,9 Å Co 3260,8 Å	Mo 2816,2 Å Co 2694,7 Å	V 3183,9 Å Co 3260,8 Å	Ti 3240,0 Å Co 3260,8 Å	Mn 2576,1 Å Co 3583,1 Å
1	98	—	—	−20	+69	−37	+1	+41	−16
2	48	50	—	−21	+67	−44	+2	+39	−15
3	48	—	50	−20	+68	−37	−1	+41	−15
4	48	25	25	−20	+67	−36	+2	+42	−16
5	48	10	40	−21	+68	−37	−1	+39	−17
6	48	40	10	−19	+69	−38	+1	+40	−15

game largi de oţeluri în ceea ce priveşte conţinutul lor în fier, crom, nichel.

Lucrarea prezentată a dovedit că problemele legate de analiza oţelurilor pot fi abordate uşor şi la un nivel corespunzător de exactitate şi precizie prin analiza spectrală de emisie a probelor aduse în soluţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Castro R. şi Pheline. Spectrochim. Acta,3, 379, 1948.

[2] Eekhout J. Anal. Chem. Acta, 3, 377, 1949.

[3] Weisberger S. Appl. Spectroscopy, 9, 19, 1955.

[4] * * * *Methods for Emission Spectrochemical Analysis* (ASTM), 423, 1960.

[5] Spitz E. W. şi Simmler R. Anal. Chem. 26, 304, 1954.

[6] Griffing M. E. Anal. Chem., 32, 374, 1960.

[7] Pagliassoti J. P. Anal. Chem. 28, 1775, 1956.

[8] Mc Kaveney J. P. şi Vassilaros G. L. Anal. Chem., 34, 383, 1962.

[9] Mc Kaveney J. P. şi Baldwin H. E. Journal of Metals, nov. 1968.

[10] Vassilaros G. L. şi Mc Kaveney J. P. Talanta 13, 15, 1966.

[11[Martensen G. F. *Methods for Emission Spectrochemical Analysis* (ASTM), 423, 1960.

[12[Waggoner G. A. Applied Spectroscopy, 13, 31, 1959.

[13] Ball M. C. şi alţii. Lab. Pract., 17, 186, 1968.

[14] Ottolini A. C. Anal. Chem., 31, 447, 1959.

[15] Feldman C. Anal. Chem., 21, 1041, 1949.

[16] Flickinger L. C. Anal. Chem. 30, 502, 1958.

[17] Malmstast H. V. şi Schalz R. G. Anal. Chem., 27, 881, 1955.

[18] Hodge E. S. Applied Spectroscopy, 15, 21, 1961.

[19] Baer W. K. şi Hodge E. S. Applied Spectroscopy, 14, 141, 1960.

[20] Young L. V. Applied Spectroscopy, 6, 87, 1962.

[21] Clark L. C. The Encyclopedia of Spectroscopy, 297, 1963.

[22] Gusarschi V. V. Zavodskaia Laboratoria, 12, 120, 1968.

[23] Penţa M. şi Rîcă I. Metalurgia, 6, 18, 1966.

[24] Zeidel A. N. şi alţii. Tabliţî Spectralnîh linii. Moscova, 1962.

[25] Park C. Spectrochimica Acta, 8, 102, 1956.

Cercetări asupra lustruirii mecanico-electrolitice a probelor metalografice

Ing, H. COLAN, ing, E. BICSAK, E. POPA și E. POP
Institutul politehnic – Cluj

CZ 620.187 : 621.923.9

RECHERCHES CONCERNANT LE POLISSAGE MÉCANIQUE ET ELECTROLYTIQUE DES ÉPROUVETTES MÉTALLOGRAPHIQUES

On présente les recherches effectuées concernant le polissage combiné mécanique et électrolytique des éprouvettes métallographiques, en comparaison avec la méthode mécanique classique et avec la méthode électrolytique, en utilisant un appareil construit par les auteurs.

Basé sur l'étude du mécanisme du polissage et de la détermination des paramètres de travail, on relève les avantages du nouveau procédé (diminution de la durée de travail, la qualité de la surface et de la structure mises en évidence).

RESEARCHES REGARDING MECHANICAL AND ELECTROLYTIC POLISHING OF METALLOGRAPHIC SPECIMENS

Investigations performed on combined, mechanical and electrolytic, polishing of metallographic specimens are presented, in comparison with the standard mechanical method and the electrolytic one, using a self-built device.

Based on polishing mechanism study and estimation of operation parametra advantages of the new proceeding are emphasized (decrease in operating time, quality of surface and of obtained texture).

În laboratoarele moderne de metalografie, pregătirea probelor metalografice se face prin două metode: metoda mecanică și metoda electrolitică.

Metoda mecanică se caracterizează prin șlefuirea suprafeței de studiu a probelor metalice pe hîrtii de șlefuit de granulație din ce în ce mai fină (de la 100 — 600), urmată de lustruirea suprafeței pe discuri de pîslă îmbibate cu diferite suspensii de materiale abrazive foarte fine (oxid de aluminiu, oxid de crom etc.). Metoda mult răspîndită prezintă însă o serie de dezavantaje cum ar fi: durată relativ mare, necesară prelucrării (20 — 40 min), formarea unui strat ecruisat pe suprafața de studiu, apariția unor rizuri care se elimină greu, denaturarea structurii în cazul materialelor cu constituenți de duritate diferită etc. Pentru punerea în evidență a structurii probelor metalografice, acestea trebuie atacate cu ajutorul unor reactivi pe bază de acizi care elimină stratul ecruisat.

Metoda de pregătire electrolitică a probelor metalografice cuprinde, de asemenea, operații de șlefuire, însă numai pînă la o hîrtie de șlefuit cu granulația de 300. Rizurile rezultate sînt îndepărtate în urma trecerii curentului electric printr-un electrolit de compoziție adecvată materialului care este legat la polul pozitiv al sursei de curent. Efectul de lustruire se datorează formării pe suprafața probei a unui strat polarizant, care permite trecerea mai ușoară a curentului prin vîrfurile rizurilor, acestea dizolvîndu-se sub formă de ioni [1], [2], [3]. Metoda este avantajoasă față de cea mecanică datorită timpului de lustruire redus (pînă la 5 min), lipsei stratului ecruisat, precum și datorită posibilității punerii în evidență a structurii prin atac electrolitic. Dezavantajele metodei de lustruire electrolitică derivă din greutățile legate de obținerea unor suprafețe lustruite la o serie de materiale: fonte, aliaje speciale, materiale sinterizate etc. De asemenea, în cazul lustruirii electrolitice suprafața prezintă denivelări în funcție de anizotropia materialului, fenomen care reduce mult claritatea imaginilor microscopice, mai ales la puteri mari de mărire.

Acest fenomen este și mai evident în cazul aliajelor polifazice (oțeluri, bronzuri, alame etc.), la care unii constituenți structurali rămîn în relief sau chiar nu se lustruiesc deloc.

Pentru îmbunătățirea procesului de pregătire a probelor metalografice s-a studiat posibilitatea aplicării unei metode noi de lustruire combinată mecanico-electrolitică [4], [5].

Metoda constă din îmbinarea procesului de lustruire electrolitică cu un efect de lustruire mecanică pe pîslă (fig. 1). Proba metalografică cu suprafața șlefuită este legată la polul pozitiv al unei surse de curent continuu și apăsată pe suprafața unui disc metalic rotativ pe care se află montată o pîslă îmbibată cu o soluție electrolitică. Astfel curentul trece prin discul rotativ, pîsla cu electrolit și proba anod.

În vederea cercetărilor s-a proiectat și realizat un aparat de lustruire combinată mecanico-electrolitică, avînd catod disc cu turație variabilă. În figura 2 este prezentat desenul de ansamblu al dispozitivului mecanic de lustruire combinată. Mișcarea de rotație obținută de la un motor electric *1*, alimentat cu curent trifazat, se transmite unui variator continuu de turație prin intermediul unei transmisii cu curea *2*.

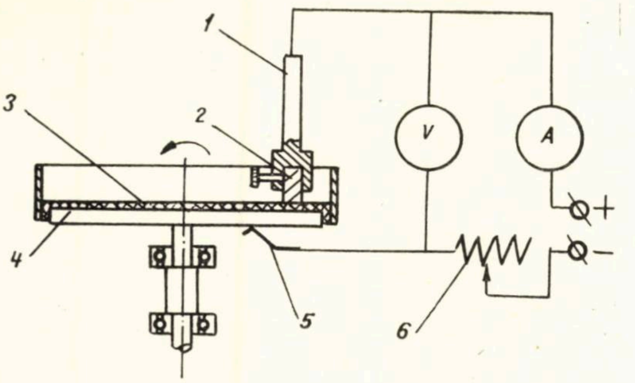


Fig. 1. Schema de principiu a lustruirii mecanico-electrolitice:

1 – port-probă; *2* – probă; *3* – pîslă îmbibată cu electrolit; *4* – disc catod; *5* – clemă de contact; *6* – reostat; *V* – voltmetru; *A* – ampermetru.

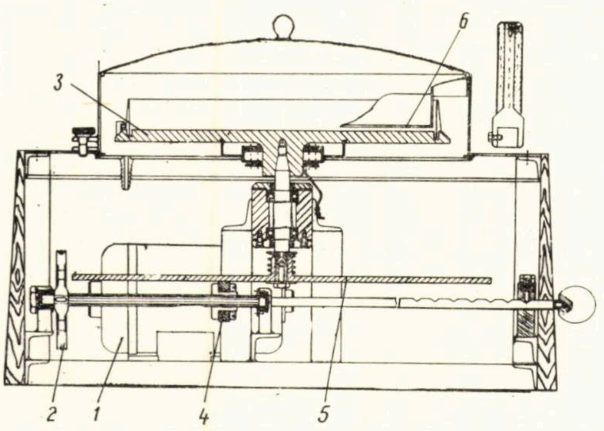


Fig. 2. Dispozitivul mecanic de lustruire combinată mecanico-electrolitică:

1 – motor electric; *2* – roată de transmisie; *3* – disc catod; *4* – roată de fricțiune; *5* – disc de fricțiune; *6* – dispozitiv de revărsare a electrolitului.

Turația discului *3* catod se poate modifica în limitele 180 — 480 ture/min, prin deplasarea axială a roții de fricțiune *4*, în contact cu discul metalic *5*, montat pe același ax cu discul catod. Pe suprafața discului catod, de oțel inoxidabil, se prinde o pîslă cu grosimea de 2 — 5 mm, cu ajutorul unei rame confecționate de asemenea din oțel inoxidabil, care nu permite împroșcarea electrolitului, datorită forțelor centrifuge. Electrolitul care se adună la marginea discului în rotație este readus spre centru de către un dispozitiv de revărsare *6*, montat fix pe carcasa aparatului.

Instalația de lustruire combinată mecanico-electrolitică (fig. 3) se compune, pe lîngă dispozitivul mecanic, dintr-un redresor electric, care poate livra un curent la o tensiune variabilă în limitele 1 — 24 V, un voltmetru și un ampermetru, intercalate în circuitul de lustruire electrolitică.

Cercetările efectuate s-au referit la lustruirea mecanico-electrolitică a oțelurilor carbon și a fontelor. Au fost confecționate epruvete cilindrice din oțeluri carbon (OLC 10, OLC 60, OSC 10), fontă albă hipoeutectică și fontă cenușie cu grafit lamelar. Electrolitul utilizat a fost HNO_3, diluat în apă în procentaje de 0,5; 1 și 1,5%. În timpul lustruirii pîsla care acoperă discul catod a fost îmbibată cu o cantitate de 150 — 200 ml de electrolit. Probele metalografice șlefuite mai întîi pe hîrtie abrazivă de granulație diferită, montate apoi în dispozitivul port-probă, au fost lustruite, realizîndu-se închiderea circuitului electric prin apăsarea lor pe pîsla în rotație.

S-a constatat că procesul combinat este practic analog cu lustruirea electrolitică, avînd loc formarea unui strat polarizant de oxizi pe suprafața de lustruire. În figura 4 se prezintă seria de microfotografii realizate asupra unei probe de OLC 10 la diferite faze ale procesului de lustruire mecanico-electrolitică, plecînd de la suprafața șlefuită pe hîrtie abrazivă cu granulația de 300 (fig. 4, *a*). Astfel s-a observat apariția stratului polarizant de oxizi în momentul atingerii probei de pîslă îmbibată cu electrolit (fig. 4, *b*).

Datorită frecării suprafeței de lustruire pe pîsla în rotație se îndepărtează parțial stratul polarizant de oxizi (fig. 4, *c*). Stratul de oxid este complet îndepărtat de pe vîrful rizurilor, unde are loc un puternic proces de dizolvare anodică, față de porțiunile adînciturilor, unde procesul electrolitic este îngreuiat de acest strat. Astfel are loc eliminarea electrolitică numai a denivelărilor, iar după obținerea unei suprafețe plane se pune în evidență structura materialului (fig. 4, *d*). Dacă procesul de lustruire se continuă și după obținerea suprafeței plane are loc fenomenul de supralustruire, care se manifestă prin adîncirea puternică a limitelor dintre grăunți și atacarea excesivă a grăunților de perlită (fig. 4, *e*).

În figura 5 este redată variația tensiunii și a intensității curentului de lustruire în funcție de timp. În momentul începerii operației de lustruire are loc trecerea unui curent de intensitate mai mare; curentul scade însă în momentul următor, cînd se formează stratul pola-

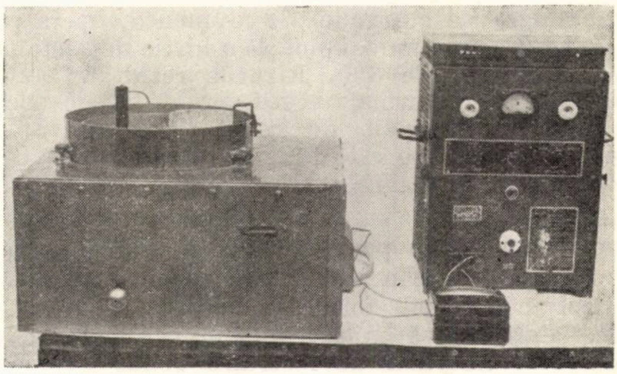


Fig. 3. Instalația de lustruire mecanico-electrolitică.

rizant de oxizi, care are o rezistență electrică mai mare decît cea a electrolitului. Datorită efectului mecanic de lustruire, stratul polarizant este parțial îndepărtat, rezistența sistemului anod-electrolit-anod scade și se stabilește valoarea de regim a intensității curentului. La trecerea unei perioade de timp, intensitatea curentului scade din nou, datorită supralustruirii suprafeței probei. Astfel în funcție de variația intensității curentului se poate urmări procesul de lustruire mecanico-electrolitică, care se poate considera terminat în momentul cînd are loc scăderea intensității curentului electric.

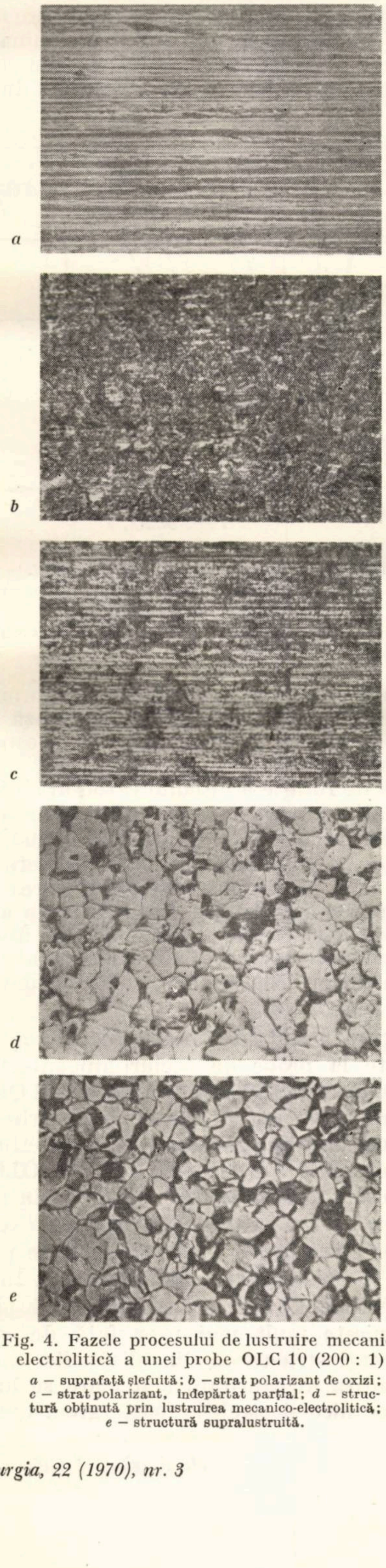


Fig. 4. Fazele procesului de lustruire mecanico-electrolitică a unei probe OLC 10 (200 : 1) :

a – suprafață șlefuită ; *b* – strat polarizant de oxizi ; *c* – strat polarizant, îndepărtat parțial ; *d* – structură obținută prin lustruirea mecanico-electrolitică ; *e* – structură supralustruită.

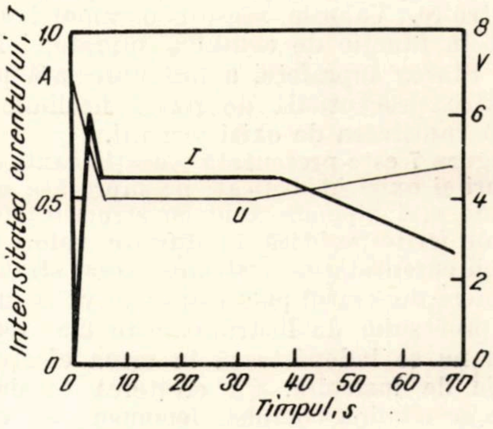


Fig. 5. Variația tensiunii (U) și a intensității (I) a curentului de lustruire în funcție de timp.

Din punct de vedere al fenomenelor care au loc în timpul lustruirii nu s-au identificat prin urmare diferențe mari între metoda electrolitică și cea mecanico-electrică ; s-a constatat însă reducerea sensibilă a timpului de lustruire. În figura 6 se prezintă schematic mecanismul lustruirii mecanico-electrolitice comparativ cu cel al lustruirii electrolitice.

În ambele cazuri are loc formarea de strat polarizant de oxid, însă în cazul lustruirii mecanico-electrolitice, datorită efectului de frecare a pîslei, stratul este îndepărtat de pe vîrfurile rizurilor. În aceste locuri rezistența R_v

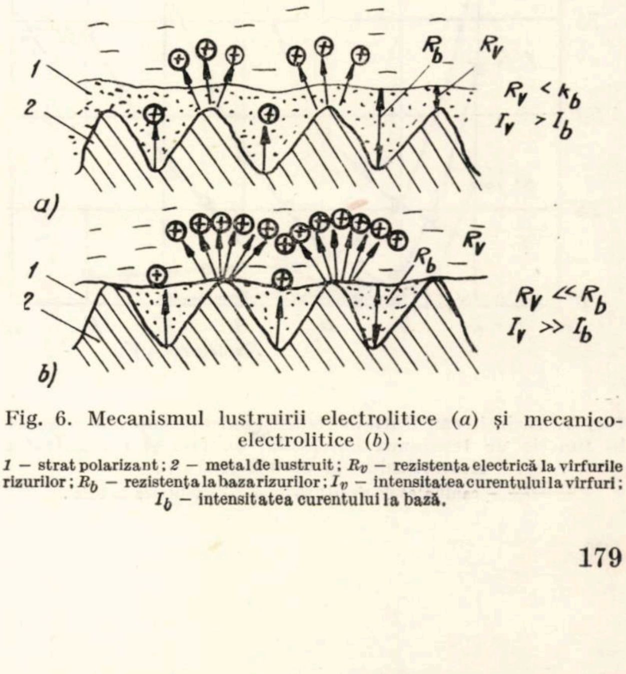


Fig. 6. Mecanismul lustruirii electrolitice (*a*) și mecanico-electrolitice (*b*) :

1 – strat polarizant ; *2* – metal de lustruit ; R_v – rezistența electrică la vîrfurile rizurilor ; R_b – rezistența la baza rizurilor ; I_v – intensitatea curentului la vîrfuri ; I_b – intensitatea curentului la bază.

va fi mult mai mică faţă de locurile adîncite R_b unde există stratul polarizant. Acest fenomen favorizează procesul de eliminare a rizurilor, reducînd sensibil timpul de lustruire.

Dintre parametrii de lucru care influenţează procesul de lustruire, cei mai importanţi sînt: tensiunea şi densitatea curentului electric, concentraţia electrolitului, mărimea rizurilor şi viteza de deplasare a pîslei faţă de suprafaţa de lustruire. Valorile acestor parametri s-au studiat în funcţie de calitatea suprafeţei lustruite. Starea suprafeţei a fost apreciată prin cantitatea procentuală de rizuri neeliminate şi după cantitatea de oxizi apăruţi.

În figura 7 este prezentată variaţia cantităţii de rizuri şi oxizi identificaţi pe suprafaţa unei probe de oţel hipoeutectoid cu structură feritică sau ferito-perlitică la diferite valori ale tensiunii curentului de lustruire. Acest strat de oxizi diferă de stratul polarizant apărut la începutul procesului de lustruire, este mai rezistent şi nu se îndepărtează în urma efectului mecanic de lustruire. Cu creşterea tensiunii rizurile se elimină complet, fenomen care este mai pronunţat la electroliţii mai concentraţi. La tensiuni de peste 6 V apare oxidarea pronunţată a suprafeţei lustruite, fapt care nu permite punerea în evidenţă a structurii metalului.

În cazul oţelurilor cu cantitate mai mare de perlită, cum ar fi oţelurile perlito-feritice, perlitice sau perlito-cementitice, procesul de lustruire are loc la tensiuni mai mici şi la concentraţii mai reduse ale acidului în electrolit (fig. 8). Astfel, la tensiunea de 2 — 3 V se elimină rizurile de la şlefuire, iar ridicarea tensiunii aduce după sine formarea mai pronunţată a oxizilor pe suprafaţa de lustruire. Utilizarea electroliţilor cu o concentraţie mai mare de 1% HNO_3 s-a dovedit necorespunzătoare din cauza oxidării puternice a probei. Calitatea cea mai bună a suprafeţei lustruite s-a obţinut la o tensiune de 4 — 5 V şi densitate de curent de 0,5 A/cm², în cazul oţelurilor cu structură feritică, şi 2 — 3 V şi 0,4 A/cm², în cazul oţelurilor cu structură perlitică. Timpul de lustruire influenţează proporţional procesul de eliminare a rizurilor. Cu creşterea timpului rizurile se elimină din ce în ce mai mult, iar în cazul duratei excesive proba se supralustruieşte. Timpul de lustruire cel mai adecvat se înregistrează între 30 şi 40 s, la care calitatea suprafeţei este cea mai bună.

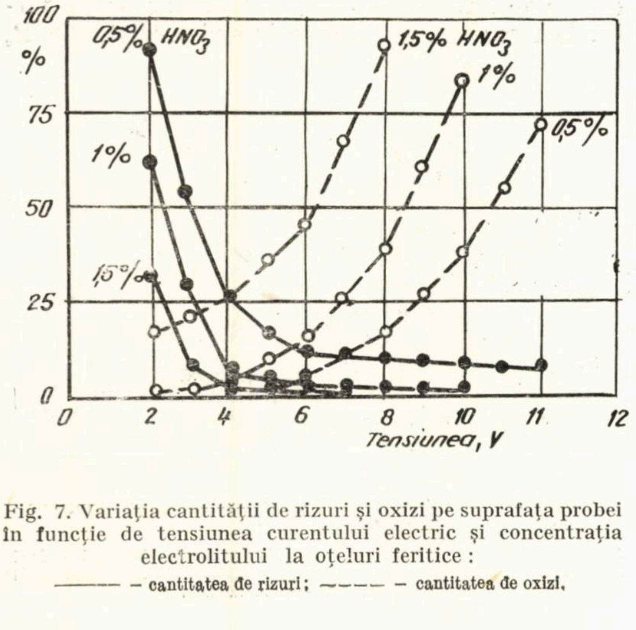


Fig. 7. Variaţia cantităţii de rizuri şi oxizi pe suprafaţa probei în funcţie de tensiunea curentului electric şi concentraţia electrolitului la oţeluri feritice:
——— – cantitatea de rizuri; – – – – – cantitatea de oxizi.

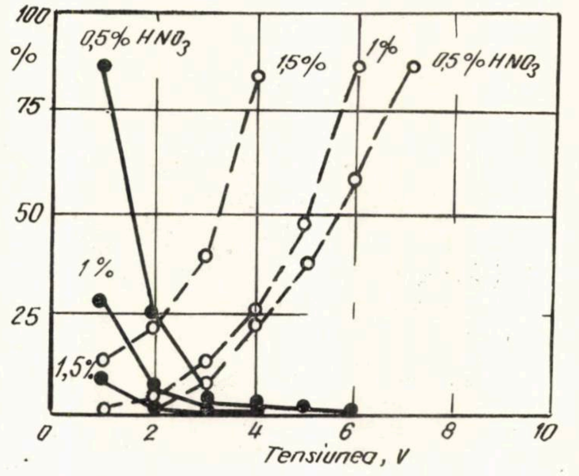


Fig. 8. Variaţia cantităţii de rizuri şi oxizi pe suprafaţa probe în funcţie de tensiunea curentului electric şi concentraţia electrolitului la oţeluri perlitice:
——— – cantitatea de rizuri; – – – – – cantitatea de oxizi.

Viteza de rotaţie a discului catod are o influenţă relativ scăzută faţă de ceilalţi parametri. Astfel, în domeniul de turaţii 180 — 300 ture/min, care corespunde la viteze periferice de 2 — 3,4 m/s, nu s-a observat modificarea calităţii suprafeţei lustruite. Încercările de a lustrui mecanic-electrolitic, avînd turaţia discului catod mai mare de 300 ture/min, nu au dat rezultate din cauza dislocării electrolitului, datorită forţelor centrifuge.

În figura 9 sînt prezentate microfotografiile executate la probe de oţeluri hipoeutectoide, lustruite mecanico-electrolitic. La oţelul OLC 10 structura pusă în evidenţă este ferito-perlitică, cu limitele grăunţilor bine conturate, lipsite de oxizi sau rizuri. La oţelul OLC 60, cu structură perlito-feritică cu ferita în reţea, se remarcă lustruirea în egală măsură a constituenţilor structurali, iar la grăunţii de perlită se pune în evidenţă structura lamelară. În timpul experimentărilor s-a constatat că perlita se lustruieşte mult mai uşor faţă de ceilalţi constituenţi structurali din aliaje fier-carbon.

Cementita în cantitate mai mare se lustruieşte mecanico-electrolitic foarte greu. Chiar la valori mari ale tensiunii curentului electric rizurile de la şlefuire nu s-au eliminat complet. În figura 10, *a* este dată microfotografia unei fonte albe hipoeutectice, la care cementita prezintă rizuri de la şlefuire, spre deosebire de masa de perlită care este lustruită şi atacată corect.

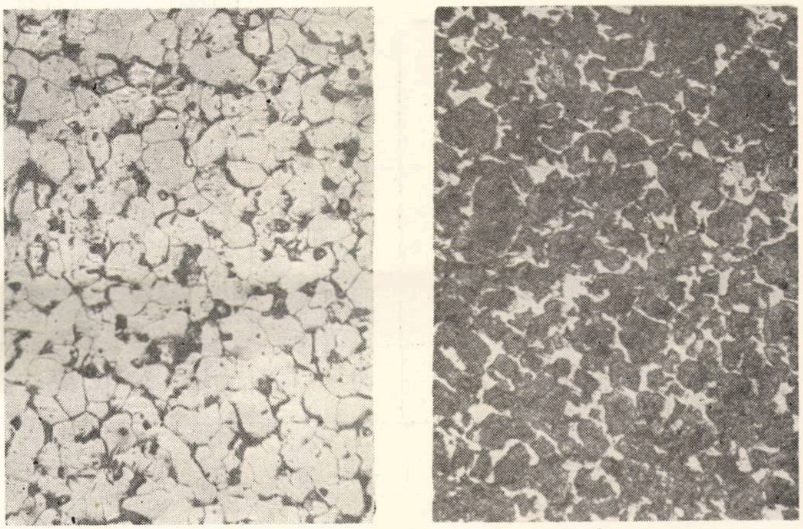

a
b

Fig. 9. Structura oţelurilor OLC 10 (*a*) şi OLC 60 (*b*) lustruite mecanico-electrolitic (100 : 1).

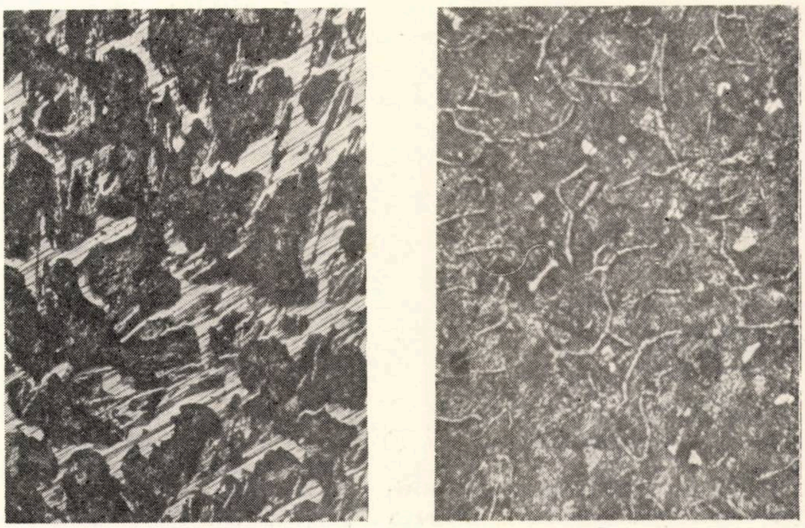

a
b

Fig. 10. Structura unei fonte albe hipoeutectice (*a*) şi a unei fonte cenuşii perlitice (*b*) lustruite mecanico-electrolitic (100 : 1).

La fonta cenuşie (fig. 10, *b*), procesul de lustruire nu diferă cu nimic faţă de oţelurile perlito-feritice. Masa de bază perlitică se lustruieşte corect, iar lamelele de grafit se netezesc fără a fi dislocate sau sfărîmate.

Concluzii

Prin aplicarea metodei de lustruire mecanico-electrolitică la confecţionarea probelor metalografice de oţel carbon şi fonte se obţine eliminarea, într-un timp mult mai scurt, a rizurilor de la şlefuire, faţă de celelalte metode, şi se pune direct în evidenţă structura metalului. Fazele şi durata operaţiei de pregătire a probelor metalografice, utilizînd metodele mecanică, electrolitică şi mecanico-electrolitică, sînt prezentate în tabela 1.

Se remarcă reducerea considerabilă a timpului de pregătire, datorită unui număr mai mic de operaţii de şlefuire şi a timpului scăzut de lustruire. În calitate de electrolit se utilizează soluţii apoase de acid azotic cu concentraţie mică (0,5—1%), iar valorile tensiunii şi intensităţii curentului sînt reduse (2 — 6 V). Toţi constituenţii structurali din oţeluri şi fonte se lustruiesc bine cu excepţia cementitei în cantitate mai mare, la care nu se elimină complet rizurile de la şlefuire.

Ca urmare a rezultatelor obţinute şi a determinării parametrilor de lucru, aparatul şi me-

Tabela 1

Faza		Metoda de pregătire		
		Mecanică	Electrolitică	Mecanico-electrolitică
Şlefuire pe hîrtie de granulaţie :	120	3	3	3
	260	3	3	3
	320	4	4	—
	400	5	—	—
	500	5	—	—
Lustruire :	mecanică	8	—	—
	electrolitică	—	4	—
	mecanico-electrolitică	—	—	1
Atac		2	1	—
Timp total de pregătire		30	15	7

toda, concepute şi experimentate, pot fi aplicate cu uşurinţă în laboratoarele metalografice din institutele de cercetări şi uzine.

BIBLIOGRAFIE

[1] Jaquet P. A. Révue de Métallurgie, 54, nr. 2, 1957; 54, nr. 9, 1957; 55, nr. 6, 1958; 56, nr. 2, 1959.

[2] Tegart W. I. *The Electrolytic and Chemical Polishing of Metals in Research and Industry*. Londra, Pergamon Press, 1959.

[3] Colan H., Filipescu M. şi Bicsak E. *Studiul metalelor*. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1968, p. 69 — 87.

[4] Reinacher B. *Metallographische Preparation von Edelmetallproben durch elektrolytisches Wischpolieren*. Zeitschrift für Metallkunde, 48, 1957, p. 162 — 170.

[5] Reinacher B. *Gefügeentwicklung von Kupfer-Werkstoffen*. *Metall*, 11, 1957, p. 593 — 598.

CRONICĂ

SIMPOZION DE TURNĂTORIE LA BRAŞOV

În ziua de 27.XI.69, în sala de festivităţi a Institutului politehnic — Braşov, a avut loc şedinţa de constituire a grupei CNIT de turnătorie din municipiul Braşov. În prezidiul acestei prime grupe de turnătorie, înfiinţate în ţara noastră în afara capitalei, numeroşii specialişti în turnătorie prezenţi i-au ales pe prof. dr. ing. V. Vulcu în calitate de preşedinte, ing. I. Bratu de la Uzina de autocamioane şi ing. T. Vădănici de la uzina „Tractorul", în calitate de membri, iar pe ing. A. Constantinescu de la Institutul politehnic — Braşov, în calitate de secretar. Prof. dr. ing. V. Vulcu a expus principiile programului de lucru al noului organism profesional constituit.

În continuare, conf. dr. ing. L. Sofroni a prezentat o preţioasă informare privitoare la cele mai importante lucrări care au fost expuse la al 36-lea Congres internaţional de turnătorie care a avut loc în septembrie 1969 la Belgrad, rezervînd un loc mai larg tratării lucrărilor privitoare la fonta cu grafit vermicular (Austria), obţinută prin modificare cu mişmetal de ceriu, apoi la fontele slab aliate (2,5%) cu aluminiu (Belgia) şi în sfîrşit la modificarea fontelor cu bariu-metal sau clorură (S.U.A.), lucrare la care delegaţia română la congres a adus o importantă contribuţie, demonstrînd posibilitatea utilizării baritinei, mult mai ieftine. În continuare, ing. Pop Simion de la uzina Timpuri noi din Bucureşti a prezentat un comentariu la programul congresului.

Prof. ing. *C. WANYOREK*

Progresul tehnic şi eficienţa economică în valorificarea minereurilor de fier indigene

Dr. ing. M. GURAN
ICEMIN

CZ 622.34 : 330.115

LE PROGRÈS TECHNIQUE ET L'EFFICIENCE ÉCONOMIQUE EN VUE DE LA VALORIFICATION DES MINÉRAIS DE FER INDIGÈNES

La nécessité d'assurer la base de matières premières, requise pour l'accroissement important de la production de fonte, a conduit à la valorification des gisements de fer moins riches, mais représentant un poids statistique élevé dans la balance totale des réserves de minérai.

Etant donné que les gissements de minérais de notre pays se situent dans la catégorie des minérais pauvres, on a du introduire, sur une large échelle, les opérations de préparation des minérais, pour pouvoir obtenir aux fourneaux des indicateurs techniques et économiques supérieurs.

Dans ce domaine, les recherches ont été concretisées par l'établissement de la technologie de valorification de neuf gisements parmi les quinze gisements connus et jusqu'à présent on a réalisé trois unités ayant une capacité totale de 2,750 millions de tonnes/an de minérai brut, respectivement 1,424 millions de tonnes/an de concentré à contenu moyen d'environ 45% Fe, par rapport à 1,04 millions de tonnes/an, à 32% Fe, en 1960.

Après l'année 1970, on prévoit que toute la production de minérai soit livrée sous forme de concentré, ayant un contenu moyen de fer de 49%.

En utilisant du concentré dans le fourneau, la consommation de coke diminue de 25—28%, la production de fonte s'accroît d'environ 30—40%, les investitions capitales se réduisent d'environ 35% pour une capacité équivalente d'un million de tonnes de fonte/an et l'accroissement de la productivité du travail est d'environ 18%.

TECHNICAL PROGRESS AND ECONOMIC EFFICIENCY IN VALORIZATION OF RUMANIAN IRON ORES

Necessity of providing an adequate raw material base for the considerable increase in cast iron production led to valorization of poor iron ore deposits which have a high share in the gross balance of rumanian iron ore deposits.

As iron ore deposits in our country are of the poor type, bringing in on a large scale of ore preparation was imperative, in view to obtain high technical and economic indices for blast furnaces.

Researches in this field materialized in establishing a valorization technology for nine deposits out of a 15 known. At present, three units with a total 2.750 mil. t/year raw ore output, respectively 1.424 mil. t/year concentrate with a 45% medium iron content, are commissioned, against 1.04 mil. t/year and 32% Fe in 1960.

It is excepted that, after 1970, the whole ore output should be delivered in concentrate form, with a 49% medium iron content.

By using concentrate in blast furnaces, coke consumption decreases by 25—28%, raw iron output increases by about 30—40%, capital investments are lower (by about 30% for an equivalent capacity of 1 mil. t raw iron/year) and labour productivity increases by about 18%.

Baze de materii prime indigene, realizări şi perspective în prepararea minereurilor de fier

Dezvoltarea impetuoasă a industriei siderurgice din ţara noastră, ilustrată în diagrama din figura 1, a făcut ca producţia de fontă, oţel şi minereu de fier să ajungă, în 1968, la creşteri de 22,17, respectiv la de 20 ori mai mari faţă de nivelul anului 1938.

Creşterea însemnată a producţiei de fontă şi asigurarea într-o proporţie sporită a bazei de materii prime siderurgice din resurse indigene au dus la necesitatea valorificării şi a zăcămintelor de fier mai sărace, a căror pondere în balanţa totală a rezervelor de minereuri de fier este mult mai mare.

Din punct de vedere al conţinutului de fier zăcămintele de minereuri de fier din ţara noastră se situează în general în categoria minereurilor sărace. Caracteristicile mineralogice şi chimice ale principalelor zăcăminte cunoscute sînt prezentate în tabela 1.

Utilizarea raţională a capacităţii furnalelor şi obţinerea unor indicatori tehnico-economici superiori în procesul de elaborare a fontei, fiind condiţionate, în primul rînd, de calitatea minereurilor, s-a impus, de la început, introducerea pe scară largă a operaţiilor de preparare a minereurilor.

Astfel, eforturile de cercetare depuse în acest domeniu, începînd cu anul 1955 şi pînă în prezent, s-au concretizat în stabilirea tehnologiilor optime de valorificare superioară a unui număr de nouă zăcăminte, din totalul de 15 cunoscute. Din datele prezentate în tabela 3 rezultă că pînă în prezent s-au realizat trei uzine şi instalaţii de preparare a minereurilor de fier cu o capacitate totală de 2,750 mil.t/an minereu brut, respectiv 1,424 mil. t/an concentrat, cu un conţinut mediu de circa 45% Fe, faţă de anul 1960, cînd producţia de minereu

Tabela 1

Minereul	Caracteristicile mineralogice	Conținutul minereului brut, %							
		Fe	Mn	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	S	P
Teliuc	Concentrațiile metalifere sînt legate genetic de calcarele cristaline. Mineralizația este de circa 80% siderit, 15% ankerit și 5% limonit	26–30	20	14–16	0,5-2,2	8–9	6,5-7,2	0,6	0,03
Ghelar	Mineralizația este asemănătoare cu cea de la Teliuc	31–32	2–2,8	10–12	2,3	8–10	4–6	0,5	0,03
Căpuș Șatra *)	Minereul reprezintă o gresie cu oolite cu hidrohematit slab cimentate într-o masă de carbonați cuarț și minerale argiloase	28–32	—	10,5	2,6	16,0	1,6	0,3	0,5
Ocna de Fier (sortul II)	Mineralele de bază sînt reprezentate prin magnetit și hematit incluse în scarnuri granatifere	29–32	0,7	24–31	2–3	18–25	1,0	—	0,12
Lueta	Minereul este constituit din siderit în mase compacte sau ca ciment al conglomeratelor	26	0,9	38–42	3,4	1,6	1,0	0,1-0,2	0,05
Mădăraș	Mineralizația este asemănătoare cu cea de la Lueta	26–36	1,19	12,5	3,8	4,4	2,4	0,5	urme
Rușchița	Mineralizația este reprezentată de scarnuri cu impregnație fină de magnetit	26–27	2,9	13,7	10	15	6,2	0,7	0,5
Delnița (carbonați)	Mineralizație cu carbonați	25–33	5,80	7,80	0,1	4,2	2,8	1,04	lipsă
Băișoara	Mineralizație cu oxizi	30–40	—	10,0	—	15,0	9,6	1,6	lipsă
Căpuș-Nord	Mineralizația este asemănătoare cu cea de la Căpuș-Șatra	24–25	—	27,0	3,3	13,0	2,0	0,12	0,3
Iulia	Mineralizația este constituită din oligist, magnetit și limonit	19	—	28	8,7	15,5	7,0	0,10	0,05
Gura Haiti	Impregnație fină de oxizi și hidroxizi de fier într-o masă silicioasă	22,5	—	61,8	0,35	0,55	0,3	0,45	0,16
Palazu Mare	Impregnații de magnetit într-o gangă cu șisturi și cuarț	24,0	1,0	48	4,0	5,0	—	0,3	0,1
Moneasa Vașcău	Argile feruginoase cu hidrohematit și oxizi de mangan	16–22	5–11	20–30	3,5	urme	urme	0,1	0,1
Ciungani-Căzănești**	Gabrou cu impregnații de magnetit vanadifer și ilmenit	11–15	—	39,4	12,6	11,0	7,0	0,5	0,02

*) Obs.: Minereul mai conține: 0,06% V și 0,016% As.
**) Minereul mai conține: 0,06% V și 3,1% TiO_2

Tabela 2

Indicatorul și anul	UM	1960	1965	1970	1975	1980
Producția de minereu brut	mii/t	1,460	2,479	3,179	3,500	4,430
Ponderea de concentrat în minereu marfă	%	12,0	40,7	100,0	100,0	100,0
Conținut de fier în minereu marfă	%	35,3	36,1	43,0	46,0	49,0
Conținut de SiO_2 în minereu marfă	%	14,0	13,0	8,0	7,0	6,0

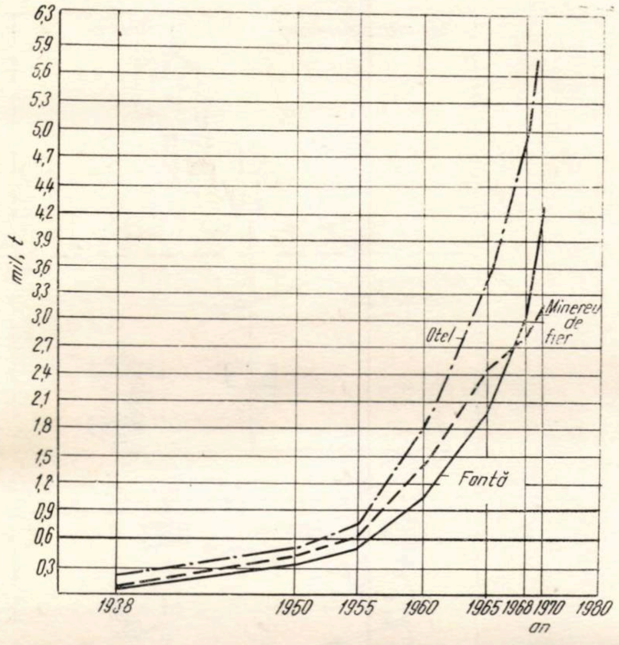
marfă livrată furnalelor era numai de 1,04 mil. t/an, cu un conținut mediu de numai circa 32% Fe.

Acest salt calitativ a fost posibil prin realizarea Uzinei de preparare de la Teliuc, a Uzinei de preparare de la Căpuș și a Instalației de preparare de la Ocna de Fier.

Uzina de preparare de la Teliuc constituie cea mai mare realizare în acest domeniu din R. S. România atît din punct de vedere al capacității (2,1 mil. t/an), cît și din punct de vedere al calității concentratului obținut. Tehnologia de preparare aplicată este prezentată în figura 2 și constă din prăjire magnetizantă, în cuptoare rotative, măcinare la 0,15 mm și separare magnetică umedă.

Prin aplicarea acestei tehnologii, pornind de la un minereu cu un conținut în jur de 28% Fe, se obține un concentrat autofondant cu un conținut de circa 52% Fe și cu o extracție în metal de 83%.

Uzina de preparare de la Căpuș are o capacitate de producție de 1 mil. t/an minereu brut



	1938	1948	1950	1955	1960	1962	1963	1964	1965	1968	1970
FONTA											
Producția, mil. t	0,133	0,168	0,320	0,570	1,040	1,511	1,706	1,924	2, 014	2, 992	4,1
Dinamica de creștere	100	140	241	429	764	11 ori	13 ori	14 ori	15 ori	22 ori	31 ori
OȚEL											6,3
Producția, mil. t	0,284	0,353	0,555	0,766	1,806	2,451	2,704	3,039	3,425	4, 751	
Dinamica de creștere	100	124	195	270	636	863	964	10 ori	12 ori	17 ori	22 ori
MINEREU Fe											
Producția, mil. t	0. 139	0,209	0,392	0,637	1,460	1,738	2,285	1,932	2,479	2,742	3,179
Dinamica de creștere	100	150	284	458	10 ori	12 ori	16 ori	14 ori	18 ori	20 ori	23 ori

Fig. 1. Diagrama dezvoltării producției de minereu de fier fontă și oțel din R.S.R. în perioada 1938 — 1970.

cu conținut mediu de circa 30% Fe. Tehnologia de preparare prezentată în figura 3 constă din dezintegrare, măcinare, clasare, deșlamare și flotație. Prin aplicarea acestei tehnologii se obține un concentrat autofondant cu un conținut în fier de 36 — 37%, la o extracție în metal de 84%.

Instalația de preparare de la Ocna de Fier are o capacitate de prelucrare de 200 000 t/an minereu brut (skarnuri sortul II cu magnetit), cu un conținut mediu de circa 30% Fe.

Tehnologia de preparare aplicată (fig. 4) constă din sfărîmare, clasare la 12 mm și separare magnetică uscată în cîmp slab. Se obțin concentrate (sort I, cu granulometria de peste 12 mm pentru furnal și sort II, cu granulometria sub 12 mm, pentru aglomerare) cu un conținut mediu în Fe de 42%, cu un indice de bazicitate de 0,84 și la o extracție în metal de circa 70%.

Avînd în vedere specificul minereurilor de fier din țara noastră (minereuri sărace) și rezultatele obținute pe minereuri similare în alte țări, se apreciază că tehnologiile aplicate și indicii tehnologici realizați se situează la nivelul tehnicii actuale mondiale.

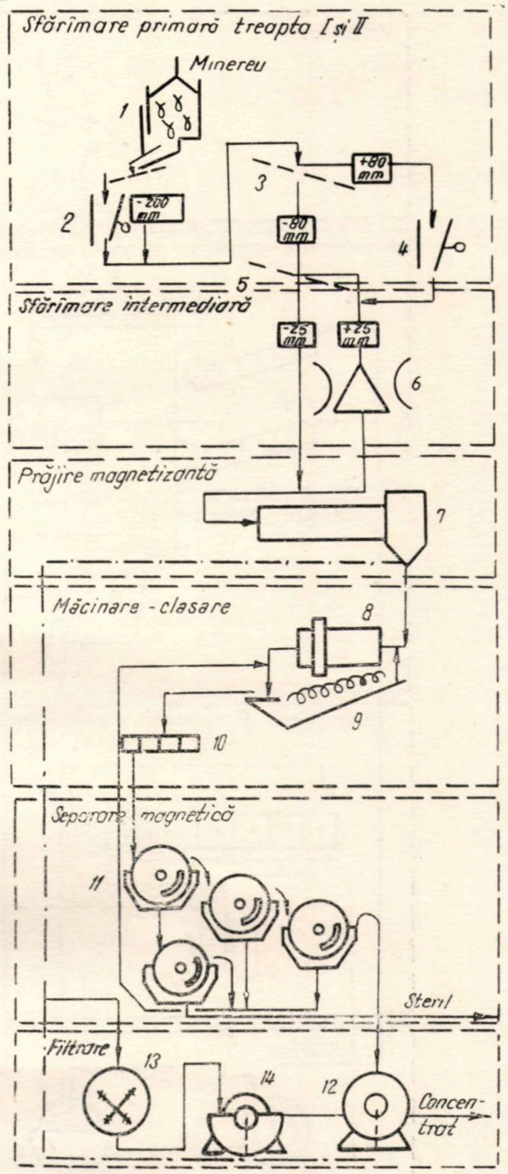


Fig. 2. Schema preparării minereurilor de la Teliuc :

1 — buncăr minereu brut (4 buc. × 200 t); *2* — concasor cu fălci nr. 12 (3 buc.), $Q \simeq 300$ t/h; *3* — ciur fix cu bare (80mm); *4* — concasor cu fălci nr. 8 (6 buc.), $Q \simeq 120$ t/h; *5* — ciur vibrant Bavaria (3 buc.); *6* — concasor conic Ø 1 250 mm (3 buc.), $Q \simeq 100$ t/h; 7 — cuptor rotativ de prăjire (50 m × 3,6 m) (6 buc.), $Q \simeq 1\,000$ t/24h; *8* — moară cu bile: 3 600 × Ø 2 700 mm, $Q \simeq 70$ t/h; *9* — clasor cu spirală duplex : 11 000 × × 5 000 mm, Ø = 2 100 mm; *10* — distribuitor tulbureală; *11* — separatori magnetici 167 A—SE 1000 de (3 linii × 5grup.= = 15 grupuri), $Q \simeq 10$ t/h și grup; *12* — filtru tambur cu suprafață interioară 25 m^2 (8 buc.), $Q \simeq 500$ kg/m^{2}h; *13* — ingroșetor pentru tulburelile cu prafuri de la prăjire și preaplin, filtre Ø = 5 m (2 buc.); *14* — filtru cu suprafața exterioară 30 m^2 (1 buc.) $Q \simeq 700$ kg/m^2 h.

În afara separatorilor magnetici, toate celelalte utilaje de preparare, inclusiv cuptoarele de prăjire magnetizantă de la Teliuc, folosite pentru realizarea tehnologiilor de preparare de la Teliuc, Căpuș și Ocna de Fier, sînt concepute și construite în țară.

În perspectivă, după anul 1970 se prevede o creștere substanțială atît din punct de vedere cantitativ, adică a producției de minereu brut

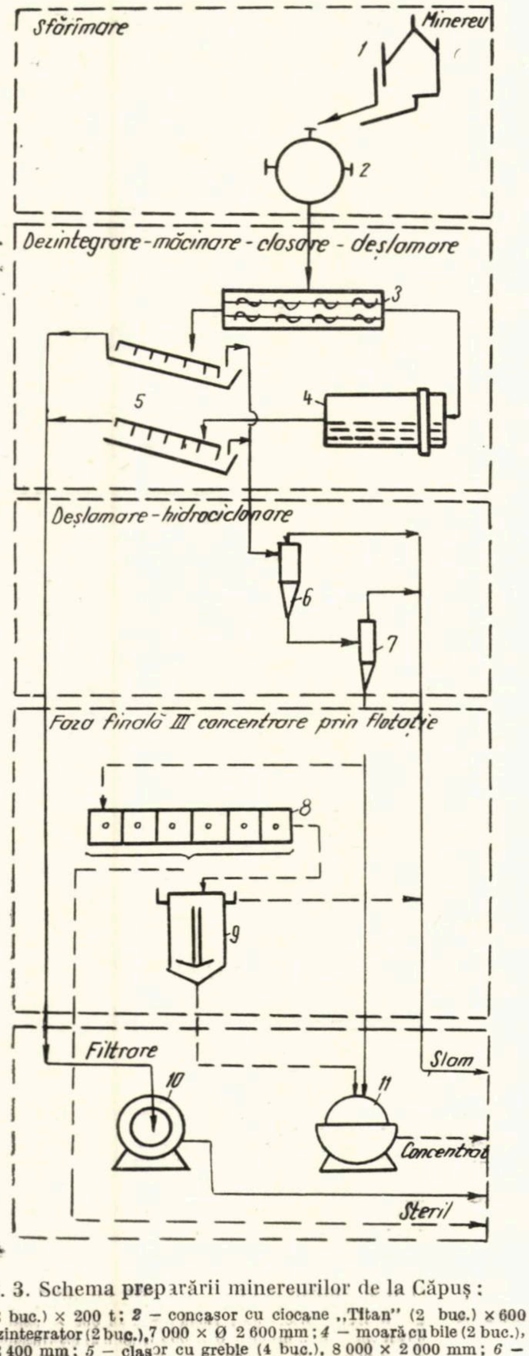

Sfărîmare
Minereu
1
2
Dezintegrare-măcinare-clasare-deslamare
3
4
5
Deșlamare-hidrociclonare
6
7
Faza finală III concentrare prin flotație
8
9
Filtrare
Slam
10
11
Concentrat
Steril

Fig. 3. Schema preparării minereurilor de la Căpuș:

1 – siloz (2 buc.) × 200 t; *2* – concasor cu ciocane „Titan" (2 buc.) × 600 t/h; *3* – dezintegrator (2 buc.), 7 000 × Ø 2 600 mm; *4* – moară cu bile (2 buc.), 2 500 × Ø 2 400 mm; *5* – clasor cu greble (4 buc.), 8 000 × 2 000 mm; *6* – hidrociclon (16 buc.), Ø 350 mm; *7* – hidrociclon (12 buc.), Ø 150 mm; *8* – circuit de flotație (40 buc.), 2,8 m^3; *9* – îngroșetor (1 buc.), Ø 5 mm; 10 – filtru suprafață interioară, (6 buc.) 25 m^2; *11* – filtru tambur (2 buc.), 10 m^2.

extras din alte zăcăminte indigene ale căror tehnologii de preparare au fost puse la punct, cît și din punct de vedere calitativ, astfel încît după anul 1970 întreaga producție de minereu marfă va fi livrată siderurgiei sub formă de concentrate al căror conținut mediu pe toată producția internă va ajunge la 49% Fe (tabela 2).

Aceste prevederi de perspectivă vor putea fi realizate pe baza punerii în valoare de noi

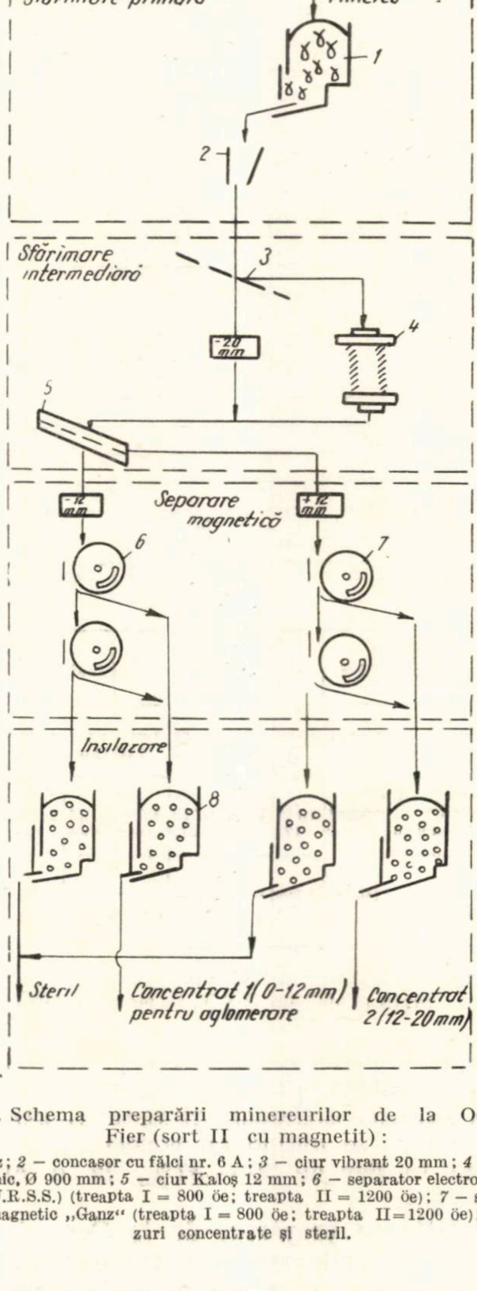

Sfărîmare primară
Minereu
1
2
Sfărîmare intermediară
3
4
-20 mm
5
-12 mm
Separare magnetică
+12 mm
6
7
Insilozare
8
Steril
Concentrat 1(0-12mm) pentru aglomerare
Concentrat 2(12-20mm)

Fig. 4. Schema preparării minereurilor de la Ocna de Fier (sort II cu magnetit):

1 – siloz; *2* – concasor cu fălci nr. 6 A; *3* – ciur vibrant 20 mm; *4* – granulator conic, Ø 900 mm; *5* – ciur Kaloș 12 mm; *6* – separator electromagnetic uscat (U.R.S.S.) (treapta I = 800 öe; treapta II = 1200 öe); *7* – separator electromagnetic „Ganz" (treapta I = 800 öe; treapta II = 1200 öe); *8* – silozuri concentrate și steril.

zăcăminte și construirii de instalații și uzine moderne de preparare care în prezent se găsesc în fază de realizare sau proiectare, cum sînt cele de la Lueta, Vîrful Boului, Băișoara, Iulia, Ciungani-Căzănești și Mădăraș, ale căror capacități și indici tehnologici sînt prezentate în tabela 3.

Dintre acestea, importanță deosebită o prezintă zăcămintele de la Lueta și Mădăraș, ale cărora concentrate cu conținut redus în sulf și fosfor se vor utiliza la fabricarea fontelor speciale de turnătorie, precum și zăcămîntul de la Ciungani-Căzănești, al cărui concentrat cu conținut ridicat în vanadiu va putea da posibilitatea valorificării lui complexe și producerii

Tabela 3

Zăcămîntul	Modul și stadiul valorificării	Capacitatea minereu brut / concentrat, mil. t/an	Extracție în greutate v, %	Extracție în metal m, %	Calitatea concentratului										
					Conținutul, %									Indicii de bazicitate	Granulometrie concentrat, mm
					Fe	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	S	P	PC			
Teliuc-Ghelar	Prin preparare în Uzina de preparare Teliuc. Realizat 1964	1 550*) 0,700	45	83	52	7,0	1,8	2,6	8,5	0,5	0,01	0,2		1,25	0–0,2
Căpuș-Șatra	Prin preparare în Uzina de preparare Căpuș Realizat 1963	1 000 0,640	64	84	36,0	8,5	4,0	12,5	2,0	0,1	0,5	18,0		1,15	0–0,5
Ocna de fier (sortul II)	Prin preparare în Instalația Ocna de Fier. Realizat 1960	0,2000 0,084	42	70	42	16,5	3,2	14,0	2,6	0,1	—	7		0,84	Sort I>12 Sort II<12
Lueta	Prin preparare instalația de flotație Vlahița În funcțiune în 1971	0,128 0,058	45	80	37	11,5	2,0	1,5	1,6	0,1	0,05	28,0		0,22	0–0,15
Vîrful Boului (Ruschița)	Prin preparare instalația Ruschița Prevăzut pentru 1971	0,150 0,048	32	70	50	6,0	4,0	9,5	1,8	0,2	0,4	—		1,14	0–0,15
Băișoara	Prin preparare Instalația Băișoara Prevăzut pentru 1971	0,075 0,028	38	80	60	2,7	0,2	4,5	2,6	1,4	lipsă	—		2,5	0–0,25
Iulia	Prin preparare Instalația Iulia În elaborare STE	0,075 0,026	35	60	41	17,0	2,1	12,0	4,5	0,18	0,03	—		0,76	0–0,3
Ciungani-Căzănești	Prin preparare în Uzina Ciungani În elaborare STE	1 500 0,200	13,3	55	54**	7,5	1,5	3,0	1,6	0,35	lipsă	—		0,51	0–0,25
Mădăraș	Prin preparare Instalația Mădăraș În elaborare STE	0,300 0,135	45	84	56	9,0	2,7	2,8	1,7	0,1	0,06	—		0,38	0–0,15

*) Din 1970 U.P. Teliuc va ajunge la capacitatea finală.
**) Concentratul de Fe-V de la Ciungani conține și 0,5 % V.

în țară de ferovanadiu, contribuind astfel atît la lărgirea gamei de produse siderurgice interne, cît și la îmbunătățirea calității și lărgirea sorturilor de oțeluri aliate.

Eficiența utilizării în furnal a minereurilor de fier îmbogățite prin procedee de preparare mecanică, la specificul țării noastre, a fost evaluată prin calcule tehnico-economice în mod orientativ numai pentru minereurile de la Teliuc folosite în cadrul Combinatului siderurgic — Hunedoara. Prin calcul s-au avut în vedere două variante concrete și anume:

Varianta I — cazul utilizării în furnal a minereurilor de la Teliuc fără preparare.

Varianta II — cazul utilizării în furnal a concentratelor de la Teliuc, obținute la uzina de preparare.

În diagrama din figura 5 este prezentată influența preparării asupra principalilor indicatori

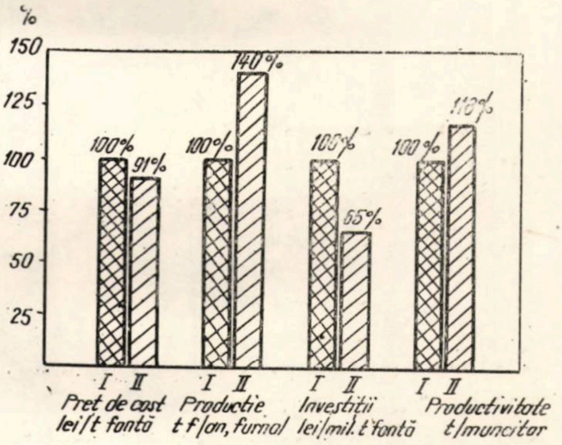


Fig. 5. Influența preparării asupra principalilor indicatori tehnico-economici de elaborare a fontei: *I* — varianta cu minereu (44 % Fe); *II* — varianta cu concentrat aglomerat (55 % Fe).

tehnico-economici ce se realizează în procesul de elaborare a fontei. Aşa cum se observă, în cazul utilizării concentratului — varianta II — indicatorul cel mai important, preţul de cost scade cu 10% întrucît consumul de cocs pe tona de fontă se reduce faţă de varianta I cu aproximativ 25 — 28%, ca urmare a creşterii cu peste 10% a conţinutului de fier din materia primă şi mai ales datorită eliminării din încărcătura furnalului a unei cantităţi de cicra 40% elemente sterile.

Totodată în varianta cu utilizare în furnal a concentratului rezultat prin preparare se mai obţine o creştere a producţiei de fontă pe an şi furnal echivalentă cu circa 30 — 40% mai mare şi un important volum de economii de investiţii capitale (circa 35% mai reduse pentru o capacitate echivalentă de 1 mil. t fontă pe an), iar productivitatea muncii pe întregul flux tehnologic ajunge să depăşească cu circa 18% pe cea realizată în cazul prelucrării minereului brut, nepreparat.

Din succinta prezentare făcută se observă că deşi din punct de vedere al bazei materiale, R. S. România posedă numai zăcăminte de fier sărace totuşi, prin eforturi susţinute, s-a reuşit ca an de an atît producţia de minereu de fier indigen, cît şi calitatea lui să cunoască o continuă creştere, fapt care a contribuit pe de o parte la reducerea unor importante sume de lei valută, prin reducerea importului, şi, pe de altă parte, la obţinerea unor mari beneficii, ca urmare a introducerii preparării şi reducerii preţului de cost pe tona de fontă.

Pentru perspectivă, în planul de cercetare al ICEMIN şi ICEM sînt prevăzute teme cu caracter fundamental orientat, care au în vedere atît stabilirea de noi procedee şi tehnologii de valorificare economică prin prepararea zăcămintelor sărace de fier indigene, cît şi procedee şi tehnologii noi de pregătire a minereurilor şi concentratelor fine de fier pentru furnal, care vor duce la creşterea ponderii de exploatare şi la valorificarea minereurilor de fier indigene.

BIBLIOGRAFIE

[1] Karamazin V. I. *O glubokom obogoşcenii rud ciornîh metallov. Culegere de articole,* nr. 2, Mehanobrîcermet, 1960, p. 201.

[2] Guran M. şi Tripşa I. *Noutăţi în pregătirea minereurilor de fier pentru furnal.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[3] Rostovţev S. D. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1959.

[4] Florea D. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[5] Dercaci V. G. *Speţiolnîie metodî obogoşcenie poleznîh işcopsemîh.* Moscova, Izdatelstvo Nedra, 1966.

[6] Meiller H. *Studii asupra prăjirii magnetizante şi separării magnetice a minereurilor de fier diseminate.* Aufbereitungs — Tecknik, nr. 8, 1964, M 17 (traducere ICEMIN nr. 181 T).

[7] Guran M. *Consideraţii cu privire la influenţa calităţii concentratelor de fier asupra cheltuielilor de elaborare a fontei.* Revista minelor, nr. 6, 1966, M 23.

[8] * * * Studii ICEMIN 1960 — 1968 cu privire la prepararea minereurilor de fier din R.S. România.

Studiul fenomenului de lățire la laminarea tablei groase

ing. I. CĂLUȚOIU
Combinatul siderurgic — Galați

CZ 621.771.24

L'ÉTUDE DU PHÉNOMÈNE D'ÉTENDAGE PENDANT LE LAMINAGE DES TÔLES DE GRANDE ÉPAISSEUR

En vue de réduire la consommation spécifique de métal, on reprend une méthode de calcul de l'étendage au laminage des tôles de grande épaisseur, en acier, et on donne un exemple de calcul, utile pour le contrôle de l'étendage.

Comparant les valeurs obtenues en calculant selon la méthode indiquée, avec les valeurs de l'étendage obtenues au Lamineur de tôle épaisse, on constate un très grand rapprochement entre celles-ci.

En utilisant les diagrammes présentés dans cet article, on peut calculer et prévoir, pour chaque qualité d'acier, les étendages résultés après chaque passage.

STUDY OF WIDENING IN PLATE ROLLING

In view to reduce specific metal consumption, a method for widening estimation in steel plate rolling is presented and a practical reckoning exemple is given for widening control.

Comparison of values calculated by the proposed method, with widening values obtained at the plate mill, showed a great closeness of these values.

Utilization of graphs presented in the paper enable to estimate and to foresee, for each steel brand, widening resulting at every pass.

Laminarea tablelor groase din brame se face pe baza unui regim de treceri stabilit inițial.

La stabilirea regimului de treceri, precum și a întregii scheme de laminare, pînă în prezent nu s-a luat în considerare lățimea pe trecere, ceea ce a dus la creșterea consumului de materie primă cu circa 2% pe tona de tablă finită.

Pentru alcătuirea schemelor de laminare cît mai exacte, în scopul obținerii unui consum de metal optim, este necesar să se țină seamă și de lățirea obținută la fiecare trecere. Lățirea este cu atît mai importantă, cu cît diametrul cilindrilor de lucru de la caja de laminare este mai mic și cu cît temperatura de laminare este mai mică. Lățirea este mai mare la oțelurile aliate.

Lățirea este proporțională cu coeficientul de lățire a și cu reducerea absolută pe trecere Δh și se exprimă cu ajutorul formulei: $\Delta b = a \cdot \Delta h$. În cazul laminării tablelor groase, la reduceri mici, lățirea poate fi neglijată.

De asemenea, la trecerile de finisare, unde reducerile sînt mici (determinate de obținerea profilului tablei), se pot neglija valorile lățirii. La trecerile de degroșare însă, unde reducerile sînt mai mari, lățirea are valori demne de luat în calcul.

O metodă de calcul pentru lățire a fost stabilită, în anul 1949, de către inginerul francez Jacque Raux. În cele ce urmează se va relua această metodă, explicitînd-o prin cîteva cazuri practice de la laminarea tablelor groase.

Elementele luate în calcul sînt, în afară de compoziția chimică, factorii geometrici:

$$\text{reducerea relativă } \varepsilon = \frac{\Delta h}{H}$$

$$\text{lățimea relativă } \beta = \frac{B}{H}$$

$$\text{diametrul relativ } \delta = \frac{D}{H}$$

$$\text{coeficientul de lățire } a = \frac{\Delta b}{\varepsilon H} = \frac{\Delta b}{\Delta h}$$

Coeficientul de lățire este în funcție de factorii geometrici ε β și δ și de compoziția chimică a oțelului exprimată prin coeficientul K.

Astfel:

$$a = K \cdot f(\varepsilon) \cdot f(\beta) \cdot f(\delta)$$

deci:

$$\Delta b = K \cdot f(\varepsilon) \cdot f(\beta) \cdot f(\delta) \cdot \Delta h, \text{ mm} \qquad (1)$$

Coeficientul K variază în funcție de compoziția chimică a oțelului, de la 0,9 la 1,7, crescînd de la oțelul carbon la oțelul inoxidabil înalt aliat cu crom (conform diagramei din figura 1), pentru temperatura de laminare de 1 100°C. Pentru fiecare 100°C mai puțin, la datele din diagramă se adaugă 10%, iar pentru fiecare 100°C mai mult, se scade 10%).

Factorii geometrici ε β și δ sînt legați în funcții definite, după cum urmează:

$$- f(\varepsilon) = 1{,}2\,\frac{2\varepsilon - \varepsilon^2}{1-\varepsilon} - 4{,}7\,\varepsilon^2$$

Din diagrama prezentată în figura 2 rezultă că funcția $f(\varepsilon)$ crește aproape linear cu valoarea lui ε, pînă la $\varepsilon = 0{,}18$. Rezultă că lățirea crește cu valoarea reducerii relative aproape linear

$$- f(\beta) = \frac{4\beta}{3+\beta^2}\,.$$

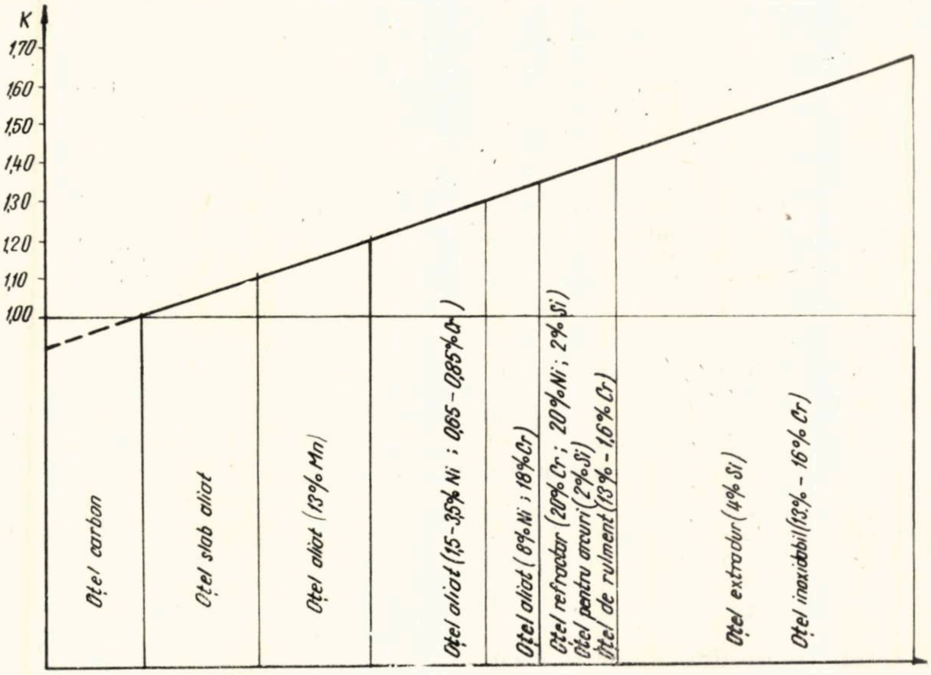


Fig. 1. Variația coeficientului k în funcție de compoziția chimică și pentru temperatura de laminare de 1 100°C.

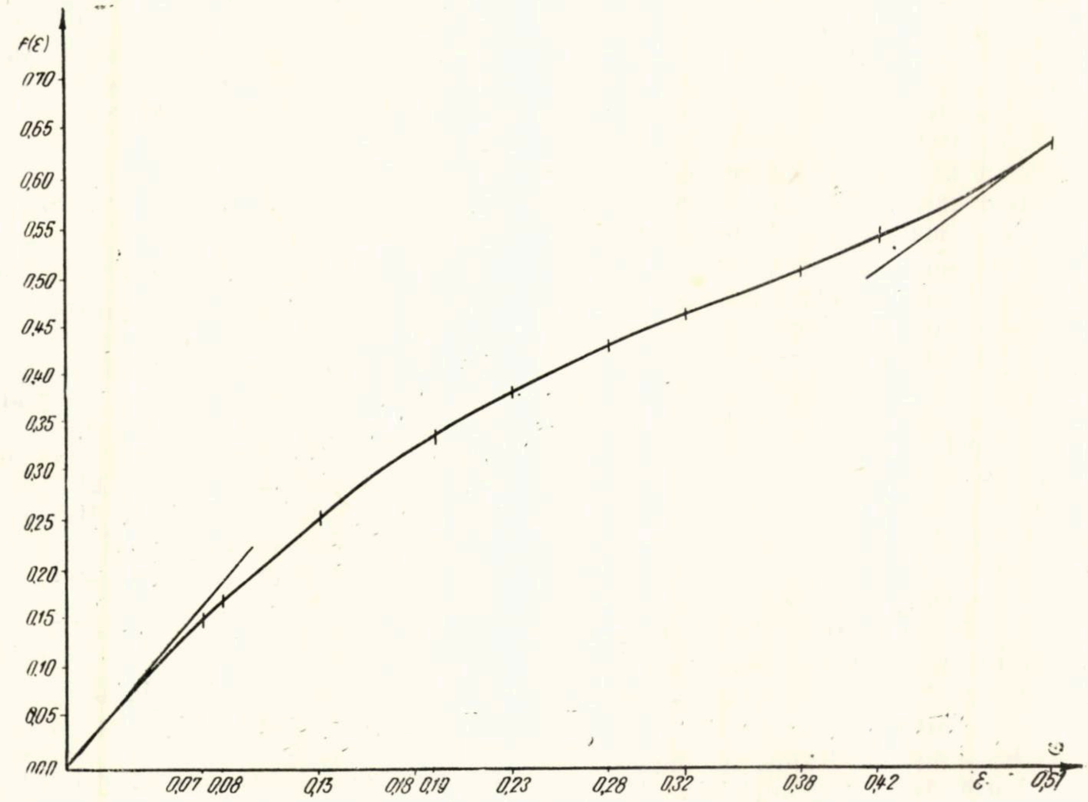


Fig. 2. Variația funcției $f(\varepsilon)$ cu valoarea reducerii relative ε.

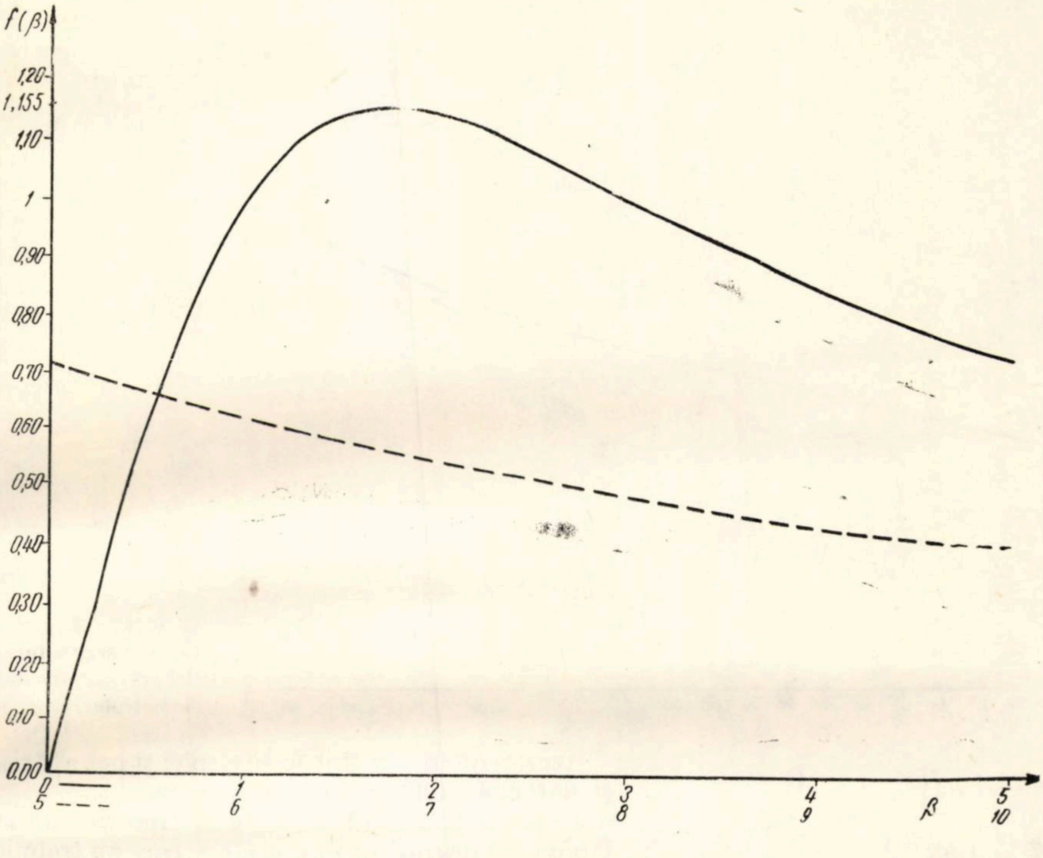


Fig. 3. Variaţia funcţiei $f(\beta)$ cu valoarea lăţirii relative β.

Din diagrama prezentată în figura 3 rezultă că pentru $0 < \beta < 1{,}8$ lăţirea creşte proporţional cu creşterea lăţirii relative β, iar $\beta > 1{,}8$ scade cu creşterea acesteia.

$$-f(\delta) = \frac{2{,}5\,\delta}{5 + 2\delta - 0{,}01\delta^2}$$

Din diagrama prezentată în figura 4, rezultă că lăţirea pe trecere creşte cu creşterea diametrului relativ.

Pentru $0 < \delta < 12$ creşterea este mai rapidă.

S-a urmărit practic laminarea unor table cu dimensiunile 40 × 1 600 × 22 500 mm, din bramă de 300 × 1 600 × 3 000 mm, din oţel slab aliat (17 M 13).

Calculul lăţirilor pe treceri (exemple)

A. Pentru caja degrosisoare ($D_e = 1\,050$ mm)

La trecerea nr. 1

— pentru marca de oţel 17 M 13, din figura 1 se alege $K = 1{,}05$, ţinînd seamă şi de domeniul de temperatură (1 100°C — 900°C).

$$-\varepsilon = \frac{\Delta h}{H} = \frac{20}{300} = 0{,}07$$

În figura 2, acestei valori îi corespunde $f(\varepsilon) = 0{,}15$

$$-\beta = \frac{B}{H} = \frac{1\,600}{300} = 5{,}3.$$

Conform figurii 3, acestei valori îi corespunde $f(\beta) = 0{,}72$.

$$-\delta = \frac{1\,050}{300} = 3{,}5$$

În figura 4, acestei valori îi corespunde $f(\delta) = 0{,}70$.

Înlocuind valorile obţinute în formula (1), se obţine:

$$\Delta b = 1{,}05 \times 0{,}15 \times 0{,}72 \times 0{,}70 \times 20 = 1{,}6 \text{ mm}$$

B. Pentru caja finisoare ($D_e = 900$ mm):

Trecerea nr. 8

$$\varepsilon = \frac{20}{100} = 0{,}2;\ f(\varepsilon) = 0{,}35$$

$$\beta = \frac{1598{,}9}{100} = 15{,}9;\ f(\beta) = 0{,}25$$

$$\delta = \frac{900}{100} = 9;\ f(\delta) = 1{,}0.$$

$$K = 1{,}05$$

$$\Delta b = 1{,}05 \times 0{,}35 \times 0{,}25 \times 1{,}0 \times 20 = 1{,}8 \text{ mm}$$

La trecerea nr. 12: $\varepsilon = \frac{2{,}5}{42} = 0{,}06$;

$$f(\varepsilon) = 0{,}14;\ \beta = \frac{1\,603{,}5}{42} = 38;\ f(\beta) = 0{,}10.$$

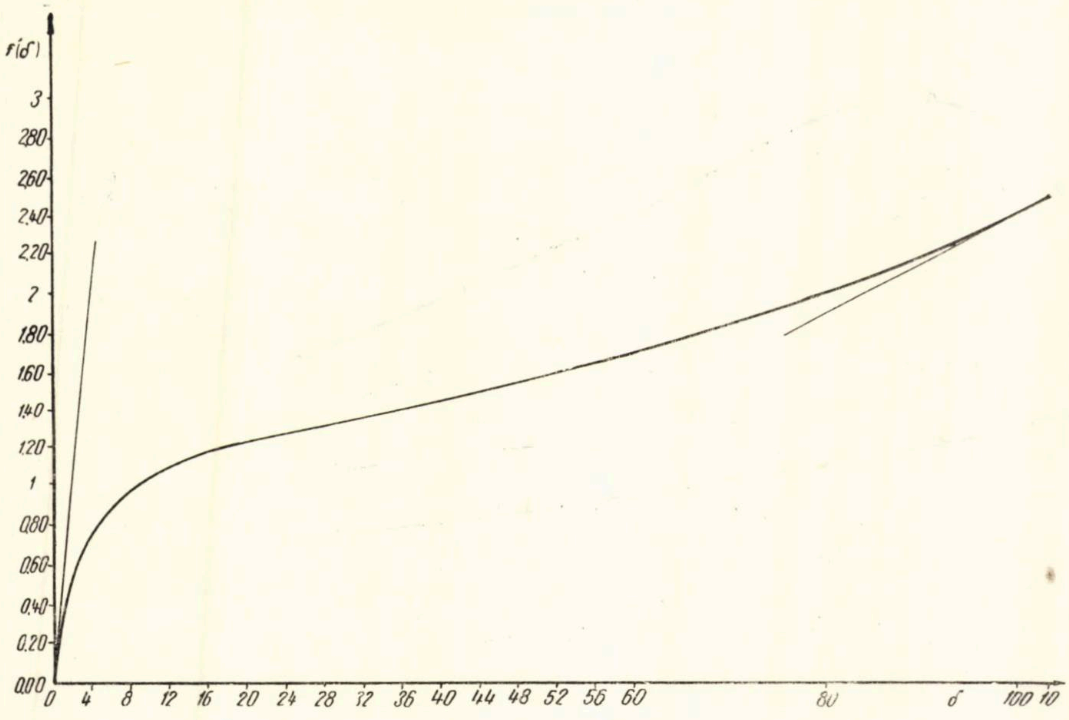


Fig. 4. Variaţia funcţiei $f(\delta)$ cu valoarea diametrului relativ δ.

$$\delta = \frac{100}{42} = 21{,}4\,;\; f(\delta) = 1{,}24$$

$$K = 1{,}05$$

$$\Delta b = 1{,}05 \times 0{,}14 \times 0{,}10 \times 1{,}24 \times 2{,}5 = 0{,}05 \text{ mm}$$

După ultima trecere la caja finisoare tabla are 1 604 mm, după ce în prealabil, la trecerea nr. 4, a fost refulată la 1 590 mm.

De la trecerea nr. 6, $f(\beta)$ a fost calculat cu ajutorul formulei.

În tabela 1 se prezintă schema de laminare pentru tabla respectivă şi lăţirile obţinute practic după fiecare trecere şi cele calculate teoretic. Din analiza tabelei 1 rezultă că valorile practice ale lăţirilor diferă foarte puţin de valorile calculate după metoda descrisă mai sus.

Tabela 1

Nr. trecerii	Sens	Deschiderea cilindrilor cajei de refulare, mm	Deschiderea cilindrilor cajei degrosisoare, mm	Deschiderea cilindrilor cajei finisoare mm	Reducerea absolută Δ h, m	Lăţimea practică Δ b, mm	Lăţimea calculată Δ b, mm
1	→	1 600	280	—	20	1,6	1,6
2	←	—	250	—	30	3,3	3,27
3	→	—	215	—	35	5,6	5,6
4	←	1 600	180	—	35	4,2	4,2
5	→	1 590	150	—	30	3,4	3,3
6	←	—	120	—	30	4,0	3,8
7	→	—	100	—	20	2,0	1,8
8	→	—	—	80	20	2,0	1,8
9	←	—	—	60	20	2,0	1,8
10	→	—	—	50	10	0,6	0,6
11	←	—	—	42	8	0,4	0,4
12	→	-	—	39,5	2,5	0,05	0,05

Aceste diferenţe sînt foarte mici şi pot apărea şi datorită erorilor de la măsurare.

După cum rezultă din tabelă, trecerile de la laminorul degrosisor dau o lăţire care nu trebuie neglijată. Pentru reducerea ei se utilizează caja verticală.

Cercetările efectuate la Hattingen au arătat că la cajele verticale pot fi refulate bramele pînă la 150 mm grosime, fără pericol de suprapuneri marginale.

Pentru ca la următoarele treceri lăţirile să nu ducă la obţinerea unei lăţimi a tablei mai mare decît cea programată (făcînd să crească consumul specific de metal), se refulează brama la o cotă negativă la o grosime de semifabricat cît permite refularea, urmînd ca lăţirile ce se vor adăuga în următoarele treceri să aducă lăţimea la valoarea programată.

Pentru reduceri mici ($\Delta b < 10$ mm) se poate utiliza cu succes refularea, chiar la grosimi pînă la 60 mm, lucru care se practică în prezent la Galaţi. În felul acesta, consumul specific de metal se îmbunătăţeşte considerabil.

Exemplificînd după cazul prezentat, rezultă :

$$\frac{\sum_{1}^{12} \Delta bn}{B} = \frac{28{,}22}{1\ 600} \cong 2\,\% \text{ extracţie de metal util}$$

în plus ceea ce, la o producţie de 1 mil. t tablă groasă anual, reprezintă o economie de circa 20 000 t tablă groasă laminată, bună pentru desfacere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian M. *Laminarea la cald a tablelor şi a benzilor.* Bucureşti, Ed. tehnică.

Considerații energetice la folosirea cuptoarelor electrice cu arc pentru elaborarea oțelului

Ing. N. VRĂBIESCU
U.M.G.B.

CZ 621.365.2 : 669.18 : 621.311.152

Din experiența uzinelor metalurgice, care au în dotare cuptoare electrice cu arc pentru elaborarea oțelului, s-au desprins unele idei în privința dimensionării transformatoarelor electrice care le alimentează.

Fazele tehnologice principale de elaborare sînt : încărcarea ; topirea ; afinarea ; dezoxidarea ; alierea ; evacuarea.

Dintre acestea numai perioada de topire este aceea care solicită consumul de energie electrică intens, în restul elaborării energia electrică se consumă în cea mai mare parte pentru acoperirea pierderilor de căldură.

Se va analiza în special această perioadă mai ales în privința raportului dintre capacitatea cuptorului și puterea transformatorului ; de asemenea se mai pot imagina și alte ctiterii de corelare a raportului menționat mai sus.

În literatura americană se dau trei astfel de criterii [1] :

I. Cantitatea de energie, raportată la cantitatea de material metalic topit, în kWh/t.

II. Cantitatea de energie electrică, raportată la volumul cuptorului, în kWh/ ft^3.

III. Densitatea de energie pe unitatea de suprafață a băii, în kWh/ft^2.

În funcție de aceste criterii, prin proiectare, se pot alege trei criterii, ca în tabela 1 [1].

Tabela 1

Regimul electric	Criteriul I	Criteriul II	Criteriul III
Regim normal	120—190	5—8,5	60— 90
Regim mărit	200—260	9—12	90—120
Regim maxim	300—450	15—32	130—180

Se pune însă întrebarea, care dintre aceste criterii caracterizează cel mai bine comportarea regimului electric pe toată desfășurarea elaborării ? Analizînd cele trei criterii se poate deduce :

Criteriul II este reprezentativ pe perioada topirii, cînd cuptorul este încărcat cu fier vechi dintr-o singură încărcătură în timp ce criteriile I și II sînt reprezentative după topire [1].

Valorile din tabelă au un caracter informativ, ele putîndu-se modifica în funcție de îmbunătățirile aduse materialelor refractare, electrozilor și instalației de reglare, precum și folosirii cît mai bune a căldurii dezvoltate de arcul electric.

De exemplu, la un cuptor cu diametrul mantalei de 11 ft, cu un transformator de 9,2 Mw pentru topirea unei încărcături de 22 t se apreciază astfel :

$C_I = 420$ kWh/t ; $C_{II} = 30{,}4$ kWh/ft^3 ; $C_{III} = 149$ kWh/ft^2

În conformitate cu criteriile expuse în tabela 1, acest cuptor este în regim maxim, sub aspectul regimului electric.

La un alt cuptor electric, cu diametrul mantalei de 22 ft, cu un transformator de 53 Mw, pentru topirea unei încărcături de 155 t se apreciază :

$C_I = 342$ kWh/t ; $C_{II} = 16$ kWh/ft^3 ; $C_{III} = 173$ kWh/ft^2.

Dacă la aceste exmple se compară criteriile între ele, se va constata următorul aspect paradoxal : criteriile C_I și C_{II} apar în discordanță cu C_{III}. Dacă se ține seama că dimensiunile cuptorului duc la unele deformări ale rezultatelor, se pune în evidență mai cu seamă caracterul insuficient al fiecărui criteriu în parte ; aceste criterii ajută numai la o clasificare a cuptoarelor în funcție de dimensiunile constructive și de energia electrică consumată.

Foarte importantă este puterea transformatorului, dar dacă nu se ține seama și de natura proceselor fizico-chimice din cursul elaborării se poate ajunge la un eșec ; important în acest sens este să se știe ce se întîmplă cu arcul electric cu toate avantajele și dezavantajele sale, cu căldura produsă de arc și, în consecință, cu materialul metalic care trebuie să fie topit.

Considerații asupra caracteristicilor arcului. Așa cum sînt dimensionate transformatoarele electrice care alimentează cuptoarele electrice cu arc, se pot obține, în cuptor, arcuri de tip lung și scurt ; în timpul elaborării se folosește tipul necesar. Pentru perioada de topire, atunci cînd în cuptor încărcătura este lichidă, eficiența cea mai mare o are arcul scurt ; cînd încărcătura este solidă, pentru transferul maxim de căldură de la arc la materialul metalic, este indicat arcu lung.

Așa cum se știe, puterea este proporțională cu produsul dintre tensiune și curent, deci atunci cînd se aleg tensiuni joase prin fixarea treptei de tensiune corespunzătoare în secundarul transformatorului, vor rezulta curenți mari. Aceștia mai pot fi variați prin reglarea poziției electrodului pentru a putea varia lungimea arcului. Această lungire și scurtare a arcului electric duce la mărirea și micșorarea rezistenței în arc ; ori, după cum s-a calculat, transferul maxim de energie electrică din primarul transformatorului în arc are loc atunci cînd impedanța totală (a circuitului format din rețeaua scurtă, portelectrozi și electrozi) este egală cu rezistența arcului.

Cînd se realizează aceasta, factorul de putere va putea ajunge la ordinul de mărime 70,7%. Factorul de putere este măsura relativă a arcului ; factor de putere mic înseamnă arc scurt, factor de putere mare înseamnă arc lung [2].

Dacă se ține seama de alternanța curentului electric și de tensiunea de aprindere necesară arcului, se recomandă un arc scurt pentru regim intensiv, arcul lung avînd o defazare mică și o restabilire dificilă a arcului.

S-a arătat mai înainte că factorul de putere reprezintă un element convențional în reglarea arcului electric ; de aceea regimul electric optim se conduce după el ; cu toate că se indică folosirea unui factor de putere mai mic decît al rețelor electrice, inconvenientul se elimină prin îmbunătățirea lui pînă la 95% sau mai mult, cu ajutorul compensatorului (cum este cazul la U.M.G.B.) sau prin baterii de capacități. Cu aceste considerente teoretice se poate indica următorul regim de funcționare :

În prima parte a topirii (primele 20 — 25 min) se recomandă un arc ceva mai lung decît cel prescris de factorul de putere 70,7%.

Această ușoară lungire a arcului are avantajul de a forma cratere ceva mai largi în fierul vechi ; prin aceasta se reduce viteza gazelor și micșorarea flăcării de-a lungul electrodului

Terminarea acestei perioade depinde de compactitatea fierului vechi și de instabilitatea arcului electric ; tot în această perioadă reactanța totală a circuitului se mărește din cauza influenței fierului vechi asupra rezistenței și reactanței circuitului.

O dată cu formarea unei băi metalice pe vatra cuptorului, arcul electric se va scurta, electrozii vor coborî și, prin aceasta va crește curentul. Aceasta se sesizează prin scăderea factorului de putere.

Intensitatea înaltă are ca efect o creștere rapidă a temperaturii băii, ducînd în mod implicit la scurtarea duratei perioadei de topire ; cu un calcul adecvat, atunci cînd este necesară o anumită temperatură a băii (de exemplu : înainte de evacuare temperatura să fie suficientă pentru tratarea în vid), ea se poate obține rapid prin folosirea arcului scurt.

La un cuptor cu diametrul de 15 ft, încărcătură de 65 t și cu o putere instalată de 18 Mw (la primarul transformatorului de alimentare), folosind un arc scurt, dat de un factor de putere de 68%, temperatura băii a crescut cu 121°C în decurs de numai 8 min.

Dacă se va lungi arcul, astfel încît factorul de putere să devină 80 – 85%, nu numai că nu apare o concentrare a sursei de căldură în masa metalică, dar radiația căldurii de-a lungul acestui arc descoperit provoacă o suprasolicitare termică a cărămizilor refractare.

Prin culegerea de date statistice a regimului arcului electric și distrugerea materialelor refractare (sintetizată prin numărul de încălziri la număr de șarje) se poate găsi o funcție de corelație care va trebui condusă spre o mai mare eficacitate economică.

Desigur că există o contradicție între puterea maximă, care este de dorit a fi obținută prin arc și rezistența refractarelor, ea putînd fi eliminată prin consecventa folosire a arcului în regim electric optim.

Din calculele teoretice se poate trasa o diagramă a uzurii refractarelor, funcție de regimul electric impus arcului (lungimea arcului, factor de putere); această curbă se poate îmbunătăți cu ajutorul datelor culese în acest scop. În cîteva din oțelăriile din Europa s-a ajuns la o protejare rațională a rezistenței refractarelor, obținîndu-se performanțe excelente.

De asemenea la U.M.G.B. s-a ajuns la rezultate concludente în aprecierea relației dintre regimul electric folosit și distanța dintre arc și căptușeala cuptorului, precum și a transmisiei căldurii prin zidărie.

Considerente termodinamice. Toate problemele care se pun în legătură cu regimul electric (durabilitatea materialelor refractare, electrozi etc.) se pot rezolva într-un mod rațional numai dacă se stăpînesc fenomenele termodinamice și procesul de elaborare.

Dacă se dimensionează puterea transformatorului pentru valori prea mari ale puterii arcului va fi necesară o condiție de ,,prea multă energie'' din cauza limitei de absorbție a cantității de căldură de către fierul vechi [1].

Arcul din cuptorul electric transmite căldura prin radiație și convecție, cu ajutorul gazelor și vaporilor proiectați în încărcătură, prin legea Joule-Lenz; încălzirea fierului vechi se face deci la trecerea unui curent mare și prin ,,para fierbinte'' a arcului pe fierul vechi topit, cu polaritate alternativă.

Pierderile metalice prin vaporizare sînt neînsemnate deoarece materialul refractar și electrozii din vecinătatea arcului au temperaturi mai scăzute decît vaporii metalici, ceea ce face ca aceștia să se condenseze.

Un important factor în privința absorbției cantității de căldură îl are starea fizică a fierului vechi, dacă se poate vorbi astfel; în privința limitării adsorbției căldurii de către fierul vechi cercetările sînt abia la început și numai în fază de laborator.

Deocamdată limitările iminente sînt determinate de refractare și de calitățile rețelei scurte însă destul de bine stăpînite [4].

Clarificîndu-se oarecum problema absorbției cantității de căldură către masa metalică, rămîne spre analiză semnificația relației dintre cantitatea de căldură cedată de arc și timpul de topire, care de fapt constituie problema centrală a studiului. Se urmărește găsirea acestei relații cît mai explicit posibil și a optimiza, în sensul scăderii duratei de topire.

Pentru a găsi relația precizată mai înainte este necesar, pentru claritate, să se pună următoarele condiții:

— șarja să facă parte din seria de după primele zece șarje elaborate în cuptorul nou zidit, care conferă siguranța că atît zidăria, cît și construcția metalică sînt suficient de încălzite și că au ajuns într-un regim termic aproape staționar;

— șarja să se încarce într-o singură porție;

— nivelul de energie la primarul transformatorului de alimentare să fie constant;

— să se ia momentul în care șarja este aproape topită și este necesară o supraîncălzire de 25°C (de la 1 525 la 1 550°C) [4].

În tabela 2 sînt date energiile (pe faze termice) necesare, stabilite teoretic, pentru o încărcătură de 80 t [1].

Tabela 2

Energia teoretică necesară pentru încălzirea a 80 t fier vechi de la temperatura ambiantă pînă la punctul de topire 1 525°C	270 kWh/t	21,6 Mwh
Căldura suplimentară	50 kWh/t	4 Mwh
Supraîncălzirea cu 10°C	5 kWh/t	0,4 Mwh
Energia electrică teoretică totală	325 kWh/t	26,0 Mwh
Energia electrică întrebuințată la $P = 30$ Mw, nivel ,,putere intrată''	465 kWh/t	37,2 Mwh

Randamentul cuptorului electric este produsul dintre randamentele electric și termic (j_{el} și j_{th}) care se definesc astfel:

$$j_{el} = \text{randament electric} = \frac{\text{energia eliberată în cuptor}}{\text{energia debitată în primarul transformatorului}}$$

$$j_{th} = \text{randament termic} = \frac{\text{căldura absorbită de șarjă}}{\text{căldura eliberată în cuptor}}$$

$$j = \text{randament total} = j_{el} \cdot j_{th}$$

Se calculează:

$$j_{el} = 0{,}87 \text{ și } j = 0{,}70.$$

Rezultă:

$$j_{th} = 0{,}70/0{,}87 = 0{,}81.$$

La puterea întrebuințată randamentul electric este de 0,87; $P_u = 0{,}87 \cdot 30 = 26{,}0$ Mw. Aceasta este puterea absorbită de șarjă. Nu s-a separat influența reacțiilor exoterme, acestea intrînd în randamentul termic. În tabela 3 s-au dat timpii de topire în cazul ideal (cuptorul nu are pierderi de căldură) și în cel real.

Tabela 3

Timpii	Teoretic (fără pierderi de căldură)	Real
Timpul de încălzire a șarjei la temperatura de topire 1 525°C, 21,6 Mwh/26 Mw	50 min	55 min
Timpul de topire 4 Mwh/25 Mw	9 min	18 min
Timpul de supraîncălzire cu 25°C, 0,4 Mwh/26 Mw	1 min	2 min
Total	1 h	1 h 15 min

Teoretic se admite o căldură specifică constantă a fierului vechi, că încălzirea se face de la temperatura ambiantă pînă la 1 525°C temperatură de topire (după unii autori) cu o creștere lineară a temperaturii medii a șarjei, că urmează o perioadă de topire (trecerea din faza solidă în cea lichidă) și apoi o perioadă de supraîncălzire pînă la temperatura de evacuare.

În realitate procesul se petrece astfel: cele două perioade, de încălzire și topire, se petrec concomitent; fierul vechi se încălzește neuniform.

Dacă se ține seama că timpul care trece pînă la atingerea temperaturii de 1 550°C este t_r = timp real = 75 min și că în condiţii ideale temperatura teoretică, tot în această perioadă, ar fi ajuns la 1 940°C, va rezulta randamentul termic al cuptorului prin similitudine :

$$\frac{t_r}{t_h} = \frac{1\,550°\mathrm{C}}{1\,940°\mathrm{C}} = 0{,}8,$$

în care :

t_h este temperatura teoretică ;

0,8 — cifră regăsită şi folosită în calculele de mai înainte.

Relaţia care caracterizează procesul descris este următoarea :

$$t = t_\infty \cdot \left(1 - e^{-\frac{t_1}{T}}\right),$$

unde :

t este temperatura medie a şarjei ;

t_∞ — temperatura teoretică de regim permanent, admiţînd că ea poate creşte oricît ;

t_1 — timpul măsurat de la pornire.

Se denumeşte constanta termică de timp T ca fiind [3] :

1) Timpul, în h, necesar pentru a încălzi o şarjă pînă la 63,8% din temperatura de regim permanent, t ;

2) Aceeaşi constantă, considerînd 86,5% din t ;

3) Aceeaşi constantă, considerînd 95,0% din t ;

4) Aceeaşi constantă, considerînd 98,2% din t.

Rezultă următoarele :

Se apreciază că temperatura de evacuare se realizează după o funcţionare de 75 min ; se calculează constanta termică a cuptorului :

$$T = \frac{75}{0{,}45} = 2\ \mathrm{h}\ 47\ \mathrm{min}$$

Raportul dintre temperatura medie a şarjei şi temperatura teoretică în regim permanent este :

$\frac{t}{t_h} = 0{,}36$; cunoscînd $t = 1\,550°\mathrm{C}$ rezultă $t_h = 4\,300°\mathrm{C}$.

Toate aceste relaţii se pot verifica prin simularea pe un model electric cu următoarele analogii :

— rezistenţa la încălzire a materialului metalic şi a refractarelor se simulează pe o rezistenţă electrică R ;

— capacitatea de încălzire a cuptorului, prin capacitatea electrică C ;

— energia electrică (kWh) este reprezentată printr-o baterie de curent I ;

— temperatura din cuptor se reprezintă prin diferenţa de potenţial U.

Făcîndu-se analiza amănunţită asupra regimului electric, se constată corelaţii foarte strînse între următoarele caracteristici :

— nivelele energetice sînt date de raportul dintre puterea transformatorului şi volumul cuptorului ;

— echilibrarea puterii pe cele trei faze în cuptoare depinde de nivelul de energie ales în proiectare ;

— prinderea electrodului şi calităţile electrice ale electrozilor impun restricţii pentru nivelul de energie ales.

Toate acestea, studiate în amănunţime pentru ca apoi să poată fi uşor conduse, pun bazele programării dinamice a elaborării şarjelor de oţel în cuptoare electrice cu arc.

Pe plan mondial cercetările în acest sens sînt foarte avansate, rezultatele fiind excelente.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schwabe W. E. şi Robinson C. G. *Report on Ultrahigh Power Operation of Electric Steel Furnaces.* TSM 1966, vol. IV, nr. 1, p. 125.

[2] Schwabe W. E. Steelmaker, 1962, vol. X, p. 195—206.

[3] Dunski C. V. Electrowärme, nr. 10, oct. 1962, vol. XX, p. 79.

[4] Ieschar R. şi Millies E. *Arch. für Eisenhüttenwesen Steelmaker*, nr. 9, 1961, p. 195.

Repartizarea sulfului în cărbuni pe glob şi tendinţa folosirii cărbunilor sulfuroşi la cocsificare

Ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 622.81: 669.775:662.741.3

Conţinutul de sulf total, ca factor primordial pentru prelucrarea termoenergetică a cărbunilor, joacă un rol foarte mare. În general, se are în vedere conţinutul de sulf total al cărbunilor şi numai ulterior la prelucrare se precizează repartizarea sulfului între formele acestora.

Materialul bogat de literatură tehnică, privind conţinutul de sulf al cărbunilor diferiţi, permite să se facă o serie de aprecieri generale, care pot servi la alcătuirea şarjelor diferite de cocsificare, în condiţiile importului parţial de huile.

Deoarece compuşii de sulf sînt părţi componente inseparabile ale diferitelor plante, sulful se regăseşte în mod firesc în toţi cărbunii, în măsură mai mare sau mai mică.

În diferiţi cărbuni însă conţinutul de sulf este foarte variat, de la 0,1 la 10%. Această variaţie a sulfului în cărbunii de pe glob a îngreuiat sintetizarea materialului şi poate duce la intepretări greşite, mai ales că, după cum se va arăta, variaţia mare nu se supune nici unei regularităţi. Se poate încerca totuşi o sistematizare pe principiul geografic, care are în vedere cel puţin condiţii similare, dacă nu identice, ale materiei prime şi formării zăcămintelor de cărbuni.

Sulful în cărbunii din Europa

Cărbunii, folosiţi pentru prima dată în Anglia în scopuri industriale, se caracterizează prin variaţia conţinutului de sulf de la 0,4 pînă la 3,6% [2].

A. M. Wandless, de exemplu, a grupat cărbunii din Anglia după conţinutul de sulf în următoarele categorii [3] : 0—1,0 foarte puţin sulfuroşi ; 1,1 — 1,5 puţin sulfuroşi ; 1,6 — 2,5 mediu sulfuroşi ; 2,6 — 3,5 sulfuroşi ; 3,6 şi peste, foarte sulfuroşi.

Această împărţire însă are mai mult caracter teoretic şi nu reprezintă tendinţa de folosire a cărbunilor cu conţinuturi diferite de sulf. Prelucrarea datelor privind consumul de cărbuni cu conţinut diferit de sulf (fig. 1) arată tendinţa crescîndă de a utiliza cărbuni cu conţinut mediu şi mare de sulf, cei cu conţinut redus de sulf, dar cu proprietăţi tehnologice bune, fiind epuizaţi. Această tendinţă se accentuează în prezent şi mai mult [3], crescînd conţinutul de sulf al cocsurilor şi căutîndu-se alte căi de reducere a acestuia.

Această constatare pentru cazul folosirii cărbunilor din Anglia poate fi generalizată pentru majoritatea ţărilor industriale.

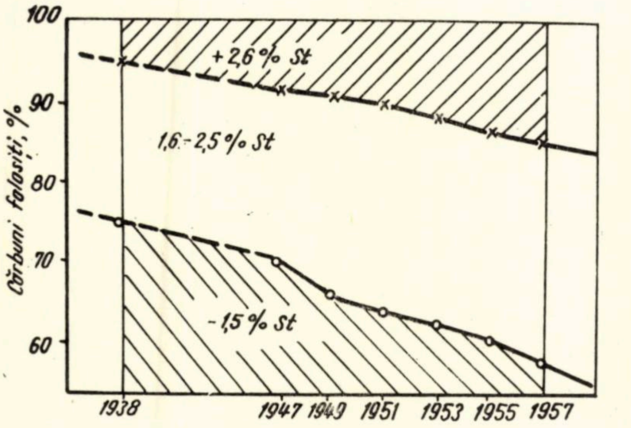


Fig. 1. Tendinţa folosirii industriale a cărbunilor cu diferite conţinuturi de sulf în Anglia.

În Germania şi Franţa zăcămintele de cărbuni au caractere comune, asemănătoare cu cele din Anglia cu sulf scăzut ; conţinutul de sulf variază de la 0,8 la 1,5%, nepunînd probleme speciale la prelucrarea lor ulterioară [4], [5]. În Germania predomină cărbunii cu 1,3—1,5% sulf.

Cărbunii din Belgia şi Olanda fac parte din aceeaşi categorie, cu sulf scăzut şi mediu. În Olanda, de exemplu, 96% din cărbunii folosiţi la cocsificare au sub 1,5% sulf, iar cei din Belgia, au 1,2%. La cărbunii energetici variaţia este mai mare (0,5—4,5%).

Din această zonă a nord-vestului Europei fac parte şi cărbunii suedezi care, în general, au 0,7—1,2% sulf şi în cazuri izolate 4% sulf [6].

În continuarea zonei carbonifere din centrul Europei urmează cărbunii din Polonia. Aici, pentru cocsificare, sînt folosiţi cărbunii cu 0,6 — 1,7% sulf total [7], [8], din care cei din Silezia Superioară au 0,6—1,2%, iar cei din Silezia Inferioară au 1,0—1,7% sulf [9].

Cărbunii din zona carboniferă a Cehoslovaciei au un conţinut de sulf deosebit de redus (0,4 — 0,8%) [9].

În Europa Centrală, spre sud-est, conţinutul de sulf al cărbunilor este foarte variabil. Astfel, în Ungaria variaţia este de la 0,5 — 8%, cu valori frecvente de 3%, iar în R.S. România [11], Iugoslavia şi Bulgaria, cărbunii prezintă aceleaşi variaţii mari ale conţinutului de sulf [9]. Caracterul puternic sulfuros şi variabil se menţine şi la cărbunii din Italia, cu media de 1,5—2,6, atingînd însă şi valori de 6,4—9,8% [9].

Şi zăcămintele de cărbuni din partea europeană a U.R.S.S. fac parte din cărbunii cu conţinut ridicat şi variabil de sulf. Acest caracter al cărbunilor din bazinul Doneţului a impus, ca şi în cazul cărbunilor din Anglia, clasificarea acestor cărbuni după conţinutul de sulf [12] : cu conţinut redus de sulf, 0,5 — 1,5% ; cu conţinut mediu de sulf, 1,5 — 2,5% ; cu conţinut ridicat de sulf, 2,6—3,5 % ; cu conţinut foarte ridicat, 3,5%.

Pentru a se uşura folosirea tehnologică a acestora, ei au fost standardizaţi împărţindu-i pe grupe după conţinutul de sulf (GOST 818—56), (tabela 1), [13].

Tabela 1

Grupa	Conţinutul de sulf total anhidru, %	
	de la	pînă la
1	—	1,50
2	1,55	1,90
3	1,95	2,35
4	2,40	3,00
5	3,05	3,75
6	3,80	4,50

Obs. : Pentru cocsificare fără îmbogăţire se folosesc cărbunii din grupa 1, 2, 3 şi 4 ; pentru înnobilare, toţi cărbunii.

Avîndu-se în vedere că atît la U.C.C.H., cît şi la noul Combinat siderurgic—Galaţi se vor folosi şi cărbuni din Donbas, este interesantă prezentarea repartizării acestor cărbuni pe tipuri tehnologice, după conţinutul de sulf (tabela 2) [14].

Reiese că, mai ales la grupele tehnologice J şi K, care interesează, predomină cei cu conţinut ridicat şi foarte ridicat

Tabela 2

Marca	Grupa de cărbuni după conţinutul de sulf, %			
	< 1,5	1,6–2,5	2,6–3,5	> 3,5
G	25,9	18,9	23,2	32,0
J	10,7	15,6	60,0	13,7
K	19,1	37,3	33,6	10,0
CS	17,4	45,9	23,6	13,1
T	52,3	5,7	42,0	—
Media	18,0	25,0	40,0	17,0

de sulf, ceea ce determină şi dinamica folosirii acestor cărbuni la cocsificare.

Zăcămintele de cărbuni din Asia nu sînt încă cunoscute în întregime, totuşi se pot trage unele concluzii : astfel, cărbunii din bazinele Kuzneţk, Siberia răsăriteană, Jakutia, Kivoda şi Sahalin din U.R.S.S. au un conţinut scăzut, sub 2 % sulf, cu frecvenţa maximă 0,2—1,0 % [9], [14], [15].

Cărbunii din bazinul din Irkuţk au conţinut foarte variat de sulf, de la 0,7—8,0 %, iar zăcămintele din Asia Centrală au conţinutul de sulf 0,4—3,75 %, în timp ce cărbunii din bazinul Kizelovsk sînt deosebit de sulfuroşi, de la 3,50 — — 9,40 % sulf total [9].

Celelalte zăcăminte carbonifere ale ţărilor din Asia reprezintă regularităţile observate în zonele respective ale U.R.S.S. Astfel, zăcămintele din nord-estul Chinei fac parte din zona cu sulf puţin (sub 2 %), iar cele din China centrală au 2—4 % sulf [9], [16].

În Japonia predomină cărbunii cu 0,30 — 1,60 % sulf, făcînd excepţie numai zăcămîntul Kuiu-Simin cu peste 3 % sulf [17]. Linia cărbunilor cu sulf puţin continuă pe insulele indoneziene (0,2—0,6 %) şi în Australia (0,3 — 0,9 %) şi se închide în forma unui cerc sau a unei elipse prin cărbunii din India (0,3 — 0,8 % sulf [18]) şi Turcia (0,6 — 1,0 % sulf) [9].

Deci, cercul carbonifer periferic din Asia reprezintă cărbuni cu sulf puţin, iar în interiorul acestui cerc sînt cărbunii cu conţinut variabil şi ridicat de sulf.

Despre cărbunii din Africa există date puţine [17], ele reprezentînd conţinutul variabil de sulf şi destul de ridicat (1,0—4,20 %), după aparenţă urmînd continuarea liniei carbonifere cu sulf mărit din sudul Europei.

În acelaşi timp, în America se pare că se continuă linia cărbunilor cu conţinut redus de sulf. Astfel, în Mexic, şi în sudul S.U.A., conţinutul de sulf al cărbunilor este sub 1,0 %. În partea centrală şi în nordul S.U.A., conţinutul de sulf este variabil (0,5—9,0), la fel în America de sud (0,6—6,0 %) [19], cu un conţinut redus de sulf de 0,8—1,6 % în partea de nord a acestui continent (Brazilia, Columbia etc.).

În ceea ce priveşte distribuţia sulfului pe zăcăminte şi strate, există păreri şi date contradictorii. În general, se consideră repartizarea neuniformă pe înălţimea stratului, dar în unele cazuri concentraţia maximă apare spre culcuş, în alte cazuri spre acoperiş. În figura 2 se prezintă variaţia conţinutului de sulf a două straturi de la culcuş spre acoperiş, după datele lui A. Wandless, tot pentru cărbunii englezi [2]. Această repartizare, mai mult sau mai puţin regulată în anumită direcţie pe lungimea şi adîncimea zăcămîntului, depinde de condiţiile de formare şi poate fi urmărită şi folosită în scopuri practice, numai dacă se folosesc concomitent şi datele geotectonice, ţinînd seama de condiţiile de geneză. L. Ettre şi colaboratorii [10] consideră că majoritatea sulfului provine din acţiunea de concentrare biochimică a bacteriilor. Condiţiile prielnice pentru dezvoltarea acestora este mediul bazic sau slab acid, care se realizează în următoarele cazuri [10], [19] :

— Zăcămintele cu conţinut mai bogat de material sapropelic şi mai scăzut de material humic ; acizii humici fiind în cantitate mai mică, aciditatea mediului este mai mică.

— Turbăriile de lîngă mări, datorită bazicităţii apei de mare, pierd aciditatea.

— Turbăriile din zone carstice, unde datorită calcarului dizolvat din zonele înconjurătoare mediul devine bazic.

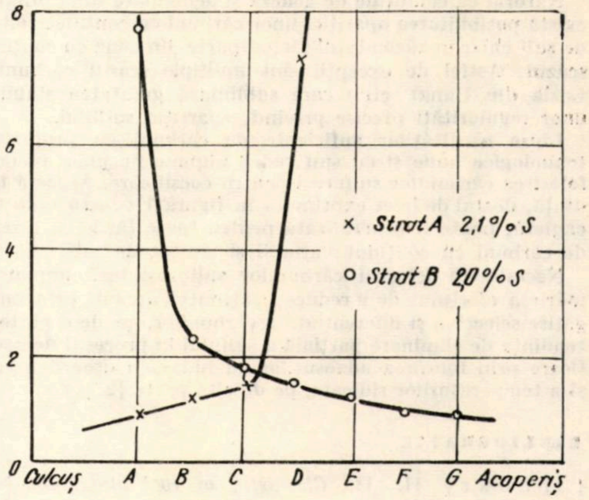


Fig. 2. Repartizarea pe zone a conţinutului de sulf de la culcuş spre acoperiş la strate diferite de cărbuni.

Această părere este confirmată de A.Z. Jurovskii [19] care arată că, conţinutul ridicat de sulf la cărbunii din bazinul Doneţului coincide cu prezenţa calcarului sau şistului nisipos în acoperiş. Mai mult, dacă contactul dintre stratul de cărbune şi stratul de calcar este întrerupt de un strat de argilă sau argilă bituminoasă, stratul de cărbune nu va avea conţinut ridicat de sulf, chiar în acelaşi zăcămînt, în general, sulfuros [9]. El a folosit această caracteristică pentru elaborarea prevederii conţinutului de sulf a cărbunilor din zăcămînt pe straturi diferite pe baza hărţii geologice (culcuş, acoperiş) a zăcămîntului din bazinul Doneţului.

În felul acesta, în funcţie de marea complexitate a condiţiilor de formare a zăcămîntului carbonifer, este posibil ca la o anumită tendinţă generală de sulfurozitate să apară conţinuturi variabile de sulfuri pe lungimea şi adîncimea zăcămîntului.

Distribuţia sulfului în cărbunii din Valea Jiului a fost determinată prima dată de I. Blum şi colaboratorii în anul 1930—1938 [20], [21] şi [22]. În aceste studii sistematice s-a arătat oscilaţia mare a conţinutului de sulf la cărbunii din acest zăcămînt dar cu anumite regularităţi pe lungimea zăcămîntului. Astfel s-a arătat, de exemplu, că în bazinul Petroşeni, sulful total (0,55—3,39 %) este inferior faţă de cel al cărbunilor din zăcămîntul Vulcan (0,68—4,59 %) [20] şi [21].

Conţinutul de sulf al cărbunilor din Banat este deosebit în bazinul Cozla-Drencova (2,50—8,40 %) [22], faţă de cel din Baia Nouă [23] şi restul bazinului. Lucrările din 1950—1956 [24] au confirmat datele obţinute anterior [25], încercînd şi o oarecare generalizare [26].

În concluzie se pot prezenta unele observaţii privind repartizarea sulfului în cărbuni pe glob şi tendinţa generală de folosire a acestor cărbuni.

Repartizarea sulfului în cărbuni are caracter diferenţiat şi se datorează condiţiilor geotectonice de formare a zăcămîntului.

Se poate deosebi o linie cu conţinut scăzut de sulf din nord-vestul Europei spre sud-est, care se închide prin Balcani în formă de elipsă cu cărbunii din Turcia, India, Indonezia, Japonia, insula Sahalin şi Siberia răsăriteană. Elipsa se închide prin părţile de nord ale Eurasiei şi se împarte în două pe linia munţilor Urali (Siberia apuseană).

Din acest inel exterior cu sulf scăzut fac parte şi cărbunii din Banat (cu excepţia celor din bazinul Colza-Drenkova).

În afara acestei elipse spre sud de Cehoslovacia (Ungaria, Italia, Africa) şi în interiorul ei : Valea Jiului, bazinul Doneţului, bazinul Moscovei, Asia centrală, China centrală etc. se situează cărbunii cu conţinut ridicat şi variabil de sulf.

În America se prelungeşte linia cărbunilor cu sulf scăzut în interiorul căreia apar cărbunii cu sulf mediu şi ridicat.

Natural că condiţiile de geneză şi acumulare fiind diferite, există posibilitatea apariţiei unor cărbuni cu conţinut ridicat de sulf chiar în zăcămîntul făcînd parte din zona cu conţinut scăzut. Astfel de excepţii sînt multiple (cazul cărbunilor Cozla din Banat etc.) care subliniază greutatea stabilirii unor regularităţi precise privind repartiţia sulfului.

Lipsa cantităţilor suficiente de cărbuni cu proprietăţi tehnologice bune şi cu sulf redus impune pe plan mondial folosirea cărbunilor sulfuroşi pentru cocsificare. Această tendinţă, destul de fidel exprimată în figura 1 pentru industria engleză, poate fi generalizată pentru toate ţările cu rezerve de cărbuni cu conţinut variabil şi ridicat de sulf.

Necesitatea folosirii cărbunilor sulfuroşi însă impune şi mărirea efortului de a reduce conţinutul de sulf prin îmbogăţire selectivă şi diferenţiată a cărbunilor, pe de o parte, şi tendinţa de eliminare parţială a sulfului în procesul de cocsificare prin folosirea adaosurilor cu hidrogen uşor detaşabil şi a temperaturilor ridicate, pe de altă parte [27].

BIBLIOGRAFIE

[1] Lowry H. H. *Chemistry of coal utilization*. New York, 1945.

[2] Wandless A. M. *The occurence of sulphur in British coals* J. of the Inst. Fuel, iunie, 1959, p. 258—266.

[3] Pinchbeck P. H., Nixon E. W. şi Riley C. *Rolul sulfului în carbonizarea şi producerea de fontă*. Comunicare la Congresul Internaţional de la Charleroi 1956, Cocsul în siderurgie.

[4] * * * *Ruhrkohlen*, Handbuch 2, Ausgabe, Essen, 1932.

[5] Mainz H. Glückauf 87, 1045—53/1951.

[6] Sîskov K. I. şi Angelov G. K. Koks i chimia, nr. 4, 1958, p. 23—27.

[7] Szpilevicz A. şi Kalinowski B. Koksownictwo, W.G.H., Katowice, 1961.

[8] Roga B. Kopalne paliwa S.W.G., Varşovia, 1958.

[9] Iurovskii A. Z. *Sera Kamennîh uglei*. Ak. Nauk S.S.S.R., 1960.

[10] Ettre L., Romwalter A., Szadeczky E. şi Takács P. *A köszén képzödése, kémianja és bányàszata Nehézipari Kiado*, 1952.

[11] Blum I. În cercetări ştiinţifice, vol. I Combustibili p. II. *Cărbuni şi gaze combustibile naturale*. Institutul de chimie industrială din Bucureşti, Ed. Bucovina, 1939.

[12] Agroskin A. A. *Himiceskaia tehnologia uglia ugletechizd*. Moscova, 1954.

[13] Dmitriew M. M. şi Obuxovski Ia. M. *Kratkii apravocinik koksochimika*. Moscova, Metallurg, 1960.

[14] * * * *Spravocinik Koksochimika*, Vol. I., Metallurghia, 1964.

[15] * * * *Energeticeskii atlas uglei Sovietskovo Soiuza*. Izd. Ac. Nauk S.S.S.R., 1937.

[16] Young C. H. *Sulfur în chinese coals Fuel* 15, nr. 3, 1936, p. 74—91.

[17] * * * *Gowernment coal purchases specifications*. Bureau of printing 1927 Manila (citat după 9).

[18] Hoffmann H. şi Dutta R. K. Brennst. chem., nr. 22, 1934.

[19] Szadeczky E. Szènközettan, Budapesta, 1952.

[20] Blum I. şi Marinescu M. *Untersuchung des Kohlenbeckens aus dem Jiu — Tal. Lagerstätte Vulcan*. Buletin de Chimie pure et appliquée. Soc. roum. Sciences, Bucarest. XXXVII, 1934, p. 173—197.

[21] Blum I. şi Marinescu M. *Bazinul de cărbuni Petroşeni — Valea Jiului*. Studiu chimico-tehnic, stadiu de metamorfozare şi clasificare. Comunicat la soc. rom. de chimie, Bucureşti, 1938.

[22] Blum I. *L'étude chimique — technique du bassin charbonifèr du Banat*. Buletin de Chimie pure et appliquée. Soc. roum. Sciences, Bucarest, XXXV, 1932.

[23] Blum I., Marinescu M. şi Ionescu Th. *Étude du bassin carbonifère de Baia Nouă (Banat)*. Anales des Mines de Roumanie, XXI-e année 1938, nr. 6, p. 235—241.

[24] Blum I., Goruneanu M. şi Piatkowski Th. *Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R. Nota I. Formele compuşilor cu sulf din cărbuni cocsificabili din R.P.R.* Bul. ştiinţ. Acad. R.P.R. secţ. de ştiinţe tehnice şi chimice. T. IV, nr. 1—2, 1952, p. 101.

[25] Ionescu N. M. şi Duinea N. D. *Sulful din huilele din R.P.R.* Metalurgia şi Construcţia de maşini, nr. 7, 1959, p. 565—575.

[26] Forizs Şt. *Repartizarea sulfului în cărbunii din Valea Jiului în vederea pregătirii şi folosirii lor pentru cocsificare*. ICEMIN—Bucureşti, 1956, şi Comunicare la consfătuirea ASIT, 19—21 octombrie, 1956.

[27] Forizs Şt. *Consideraţii privind repartizarea sulfului în cărbunii din Valea Jiului şi cocsul obţinut pe baza acestor cărbuni*. Metalurgia, 21, nr. 4, 1969, p. 211—216.

Procedeu de turnare precisă şi instalaţie magnetică pentru confecţionarea formelor de turnare

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic – Braşov

CZ 621. 74. 045:621. 744

Firma Brown-Boveri, Elveţia, produce o instalaţie magnetică destinată confecţionării formelor de turnare, folosind un material de formare magnetizabil; în astfel de forme se poate turna atît oţelul, cît şi fontele sau aliajele neferoase. Modelul, confecţionat din polistirol spumos, este înlăturat din formă prin evaporare, care se produce sub influenţa căldurii cedate de metalul lichid ce se toarnă în formă, substituindu-se astfel modelului, concomitent cu evaporarea acestuia.

Instalaţia magnetică pentru confecţionarea formelor de turnare este recomandabilă atît pentru executarea în serie mare a pieselor turnate de conformaţie complicată (în majoritatea acestor cazuri tehnologia de formare magnetică permite suprimarea miezurilor în întregime sau în cea mai mare parte), cît şi pentru turnarea de piese singulare, dat fiind simplitatea realizării şi costul redus al modelelor din polistiren spumos.

Materialul de formare este de granulaţie fină şi lipsit de liant, ceea ce îi asigură o mobilitate perfectă. Mularea desăvîrşită a modelului este accelerată şi perfecţionată prin vibrarea materialului în timpul operaţiei de formare. Solidarizarea granulelor între ele şi pe modelul de polistirol se realizează cu ajutorul unui cîmp magnetic puternic, care se declanşează puţin înainte de turnarea metalului lichid în formă şi se menţine un timp suficient de lung pentru a se putea forma o crustă solidificată, destul de groasă pentru garantarea stabilităţii dimensionale a piesei turnate. După întreruperea cîmpului magnetic materialul de formare îşi recapătă integral mobilitatea. După un timp de răcire suficient se procedează la separarea piesei turnate de materialul de formare. După ce a fost trecut printr-o instalaţie de răcire, materialul de formare este însilozat, devenind disponibil pentru o nouă operaţie de formare.

Instalaţia de formare magnetică se compune dintr-un punct de umplere şi scuturare, electromagnet, tunel pentru răcirea formelor, punct de golire, transportor pentru readucerea în circuit a ramelor de formare, jgheab oscilant pentru separarea pieselor de materialul de formare, instalaţie pentru răcirea materialului de formare, exhaustor racordat la jgheabul oscilant şi la tunelul de răcire. Întreaga instalaţie este realizată din subansambluri demontabile independente, a căror combinare judicioasă duce la creşterea productivităţii.

Instalaţia se realizează pentru trei tipuri de mărimi ale ramelor de formare: 400 × 400 × 300 mm; 600 × 400 × 400 mm; 700 × 500 × 500, avînd o productivitate de 48–40–30 forme/h.

Exploatarea instalaţiei se face în modul următor: în staţia de scuturare modelul din polistirol spumos se montează în rama de formare, care se umple cu material de formare. În timpul vibrării rama poate fi înclinată în două direcţii normale între ele, în vederea omogenizării distribuţiei şi a perfecţionării aplicării materialului de formare pe model. Rama umplută este împinsă între polii unui electromagnet, în timp ce locul ei este ocupat de rama următoare. Cîmpul magnetic se menţine în timpul turnării şi pînă la solidificarea piesei. Rama este împinsă în tunelul de răcire, pe care îl parcurge progresiv, apoi este răsturnată în jgheabul oscilant care separă piesele de materialul de formare. Materialul de formare este readus în circuit după o răcire prealabilă.

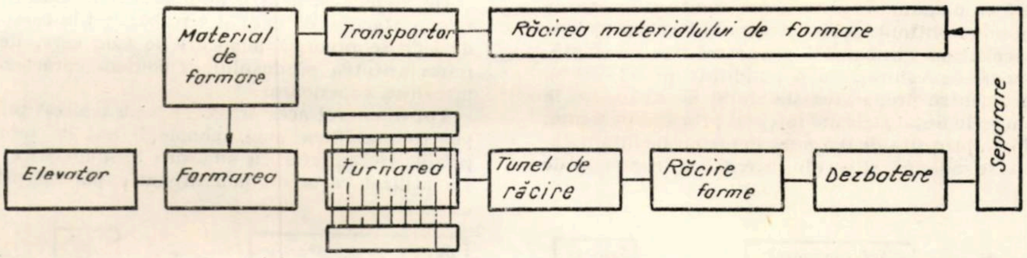


Fig. 1.

Instalaţia magnetică de formare se caracterizează prin: spaţiu redus; cheltuieli de investiţie mici; suprimarea instalaţiilor scumpe şi voluminoase pentru prepararea amestecului de formare; suprimarea miezurilor; simplitate mare în supravegherea calităţii materialului de formare. Materialul de formare este lipsit de constituenţi vătămători din punct de vedere metalurgic, formele au o permeabilitate ridicată, piesele turnate sînt supuse unei solidificări accelerate evitîndu-se totuşi efectele de călire, ceea ce în ansamblu duce la scurtarea tunelurilor de răcire. Productivitatea pe om şi oră este ridicată, iar întregul proces de formare-turnare este caracterizat printr-o curăţenie maximă.

Produse izorefractare ultrauşoare fabricate prin metoda spumării

Ing. C. KREISSL şi chim. P. PANITI
Fabrica de produse refractare— Alba Iulia

666.763

Produsele refractare pentru izolaţia termică a agregatelor, aşa-numitele produse izorefractare, constituie o grupă specială de produse ale căror proprietăţi se bazează pe capacitatea calorică şi conductibilitatea termică redusă a aerului închis în porii produsului. Pentru aceasta este necesar ca aceste produse să aibă o porozitate cît mai mare şi, ca urmare, o greutate volumetrică cît mai redusă, sub 1,3 g/cm^3.

În ţară s-au realizat produse izolante pe bază de materii prime uşoare (diatomit) şi produse cu material combustibil amestecat în masa refractară. Aceste tipuri de produse nu coboară sub 0,9 g/cm^3 greutate specifică, avînd o conductibilitate termică de 0,3—0,4 kcal/m·h·°C la 1 100°C.

Pentru a realiza produse izorefractare cu greutăţi volumetrice mai mici şi cu conductibilitate termică mai scăzută, la Fabrica de produse refractare — Alba Iulia s-a realizat şi aplicat în producţie, pentru prima dată în ţară, o tehnologie de fabricaţie care prevede amestecarea unui şliker fluid de masă refractară cu o spumă organică consistentă şi fasonarea de produse din masa obţinută, prin turnare în forme metalice.

Şlikerul se realizează din şamotă refractară, fin măcinată, şi masă caolinoasă de Aghireş, cu o umiditate de 52—55%. Materiile prime pentru prepararea şlikerului se utilizează la un grad de fineţe înaintat, trecînd integral prin sita de 1 mm, şi minimum 75%, prin sita de 0,5 mm. Pentru a facilita uscarea produsului se adaugă şlikerului circa 5% rumeguş de lemn.

Separat de acest şliker se prepară o emulsie de săpun de colofoniu, obţinîndu-se pastă de turnare, care se stabilizează cu ajutorul unei soluţii de 10% alaun de amoniu.

Această pastă se toarnă în forme metalice care sînt introduse la uscat într-un uscător tunel. După uscare prealabilă pînă la o umiditate de circa 20% se face de cofrarea produselor şi apoi sînt introduse într-o nouă fază de uscare, mai rapidă, pînă la umiditate de maximum 2%. Produsele astfel uscate sînt arse apoi la o temperatură de 1 280—1 300°C, în cuptoare cameră sau tunel. Produsele se sortează şi sînt trecute apoi la secţia de prelucrare — finisare unde cu ajutorul unor maşini de tăiat cu discuri se taie la formatul dorit şi se ambalează.

S-au realizat, de asemenea, primele încercări de combinare a tehnologiei de fabricaţie prin spumare cu adăugarea de componenţi uşori, expandaţi. Rezultatele obţinute în această direcţie cu perlit expandat au arătat că produsele astfel realizate au o rezistenţă în stare crudă mai bună, permiţînd o reducere apreciabilă a cantităţii de rebut semifabricat. Adaosul de perlit în masa spumoasă îngreuiază însă produsul, îi reduce refractaritatea şi celelalte caracteristici de temperatură înaltă. Totuşi, pentru produse izolatoare cu greutate volumetrică peste 0,6 g/cm^3, utilizarea perlitului este raţională, el permiţînd şi o creştere a productivităţii liniilor tehnologice.

De asemenea, pentru îmbunătăţirea rezistenţei la şoc termic, a atacului de gaze şi a rezistenţei la compresiune a produselor se practică adaosuri de talc care, deşi scad puţin refractaritatea produsului, îi conferă caracteristici chimico-mecanice superioare.

Tot în cadrul acestor lucrări s-au realizat primele încercări pentru stabilirea unei tehnologii noi de fabricaţie a unui produs izorefractar cu adaosuri termoplastice. În acest sens s-a utilizat ca adaos polistirenul expandat perlat şi deşeuri fibroase de polistiren. S-au obţinut astfel structuri uniforme, calitativ superioare structurilor obţinute în producţia curentă.

Lucrările amintite lasă să se întrevadă avantaje economice şi calitative importante, lucru pentru care sînt continuate cu cea mai mare atenţie.

De asemenea, colectivul Fabricii de produse refractare — Alba Iulia se străduieşte să extindă domeniile de utilizare

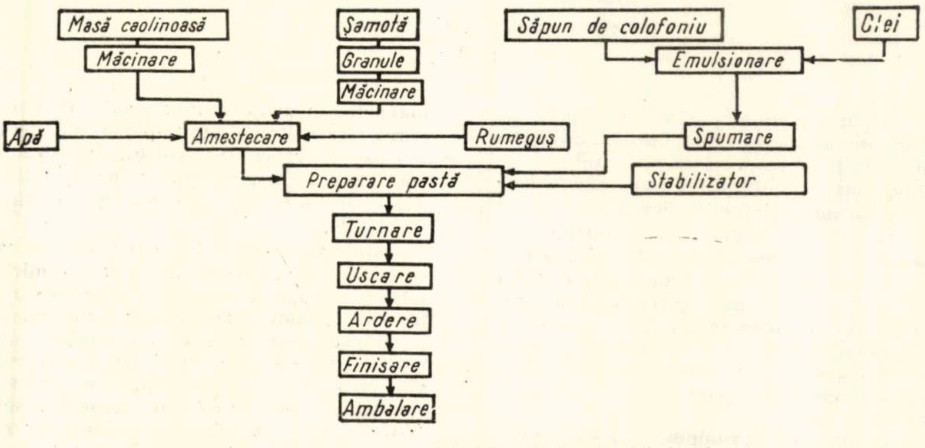


Fig. 1. Schema procesului tehnologic de fabricaţie.

ale produselor izorefractare ultraușoare prin studierea posibilităților de ridicare a temperaturii de utilizare, prin realizarea de produse cu utilizare directă în flacără și de produse speciale cu utilizări în medii gazoase controlate.

Produsele realizate industrial în cadrul secției experimentale cuprind o gamă de produse izorefractare cu temperaturi de utilizare pînă la 1 200°C și cu greutăți volumetrice între 0,35 și 0,85 g/cm³.

Caracteristicile fizico-chimice ale acestor produse sînt comparabile cu cele ale produselor similare. În tabela 1 și în figura 2 sînt date principalele caracteristici ale noului produs, comparativ cu produsul similar sovietic BL—04 și produsul francez PIROIZOL 05.

Tabela 1

Tipul produsului	Țara	Densitatea aparentă, g/cm³	Rezistența la compresiune, kgf/cm²	Refractaritatea, °C	Temperatura de utilizare, °C
PIROIZOL 05	Franța	0,5	20—25	1 720	1 300
Produs BL—0,4	U.R.S.S.	0,4	10	1 670	1 100
Produs IS-RC-05	R.S.R.	0,5	20	1 690	1 200

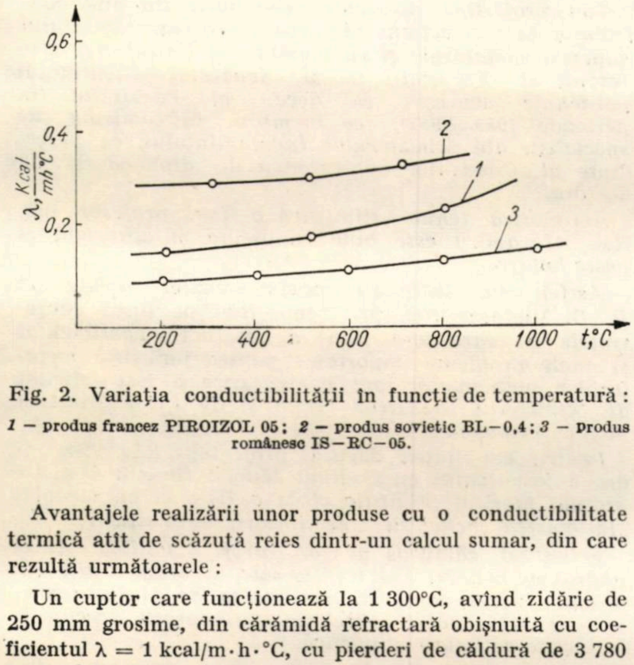


Fig. 2. Variația conductibilității în funcție de temperatură :
1 — produs francez PIROIZOL 05 ; 2 — produs sovietic BL—0,4 ; 3 — produs românesc IS—RC—05.

Avantajele realizării unor produse cu o conductibilitate termică atît de scăzută reies dintr-un calcul sumar, din care rezultă următoarele :

Un cuptor care funcționează la 1 300°C, avînd zidărie de 250 mm grosime, din cărămidă refractară obișnuită cu coeficientul λ = 1 kcal/m·h·°C, cu pierderi de căldură de 3 780 kcal/m²·h și temperatura exterioară de 235°C (fig. 3, *a*). Același cuptor realizat din cărămidă izorefractară cu λ = = 0,12 kcal/m·h·°C, la o grosime de numai 65 mm, are pierderi de căldură de 1 450 kcal/m²·h, temperatura exterioară a peretelui fiind de numai 128°C (fig. 3, *b*).

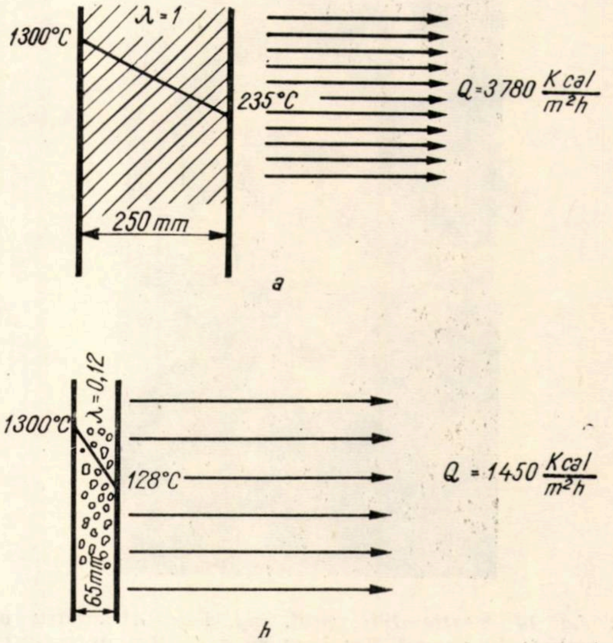


Fig. 3. Schema pierderilor de căldură.

Economia calorică realizată este evidentă, iar condițiile de lucru în mediul agregatelor termice se îmbunătățesc simțitor.

Produsele izorefractare avînd greutăți volumetrice scăzute permit proiectarea și realizarea de zidării ușoare, care nu necesită fundații și suprastructuri de susținere și ancorare greoaie și costisitoare, ducînd astfel la reducerea de materiale, manoperă și timp în construcția agregatelor termice. Prin utilizarea acestor produse se deschid, de asemenea, perspective de construire a unor agregate termice mobile (cuptoare de tratament etc.) cu multiple avantaje ; produsul izorefractar ultraușor, corespunzînd necesităților industriale în plină dezvoltare, se poate folosi și în diverse alte domenii industriale·

BIBLIOGRAFIE

[1] Budnicov P. P. *Tehnologia produselor ceramice și refractare.*
[2] Harders F. și Kienov S. *Feuerfestkunde.* Berlin, Springer-Verlag, 1960.
[3] Fain I. A. și Kamenițki M. A. *Fabricarea produselor ușoare de șamotă cu perlit.* Ogneuporî, nr. 1, 1968, p. 5—9.
[4] Rabinovici M. și alții. *Produse refractare ușoare pentru medii gazoase controlate.* Ogneuporî, nr. 5, 1968, p. 6—9.

Profesorul ing. Rău Alexandru la a 70-a aniversare

La 14 martie 1970, prof. ing. Rău Alexandru a împlinit 70 de ani, din care 40 a dedicat dezvoltării industriei metalurgice şi învăţămîntului superior metalurgic din ţara noastră.

Încă din primii ani ai activităţii sale inginereşti — începută în 1930 la Reşiţa — a acordat o atenţie deosebită elaborării oţelurilor de calitate, inclusiv inoxidabile şi rapide, precum şi răspîndirii cunoştinţelor metalurgice, publicînd numeroase articole în Buletinul UDR şi Buletinul Şcolii politehnice.

De numele tov. prof. Rău Alexandru sint legate numeroase realizări tehnico-ştiinţifice importante ale metalurgiei noastre. Amintim astfel începutul fabricaţiei feromanganului electrotermic din minereurile de la Iacobeni (1941, la Tîrnăveni); darea în funcţiune a oţelăriei Siemens-Martin şi a laminorului de 800 mm de la Hunedoara (1941); brevetarea invenţiei referitoare la folosirea directă a molibdenitei la elaborarea oţelurilor aliate (1942); începutul fabricării fontei maleabile negre (1945); predarea primului curs de „Metalurgia oţelului“ la Facultatea de metalurgie (1949); participarea la reorganizarea şi dezvoltarea industriei siderurgice (1949—1954); înfiinţarea primului Institut de cercetări siderurgice şi pentru materiale refractare (1953); înfiinţarea catedrei de siderurgie la Facultatea de metalurgie (1954).

În continuare, tov. prof. ing. Rău Alexandru şi-a consacrat întreaga capacitate de muncă perfecţionării învăţămîntului superior metalurgic din ţara noastră. Bogata activitate didactică a Domniei sale s-a concretizat în documentatele lecţii de Metalurgia oţelului, Metalurgia feroaliajelor şi Electrometalurgie, pe care nu le vor uita niciodată foştii studenţi ai primelor douăzeci de promoţii de ingineri metalurgi ai Facultăţii de metalurgie. De altfel, aniversarea tov. prof. ing. Rău Alexandru coincide cu aniversarea a 20 de ani de la absolvirea primei promoţii de ingineri metalurgi pregătiţi la Facultatea de metalurgie, precum şi cu aniversarea a 50 de ani de învăţămînt superior metalurgic în România.

Sub conducerea tov. prof. ing. Rău Alexandru s-au înfiinţat şi înzestrat laboratoarele catedrei de Siderurgie din Institutul politehnic — Bucureşti, puse în slujba pregătirii studenţilor, precum şi a activităţii ştiinţifice tot mai intense desfăşurate de cadrele didactice, de doctoranzi şi de cercurile ştiinţifice studenţeşti, în colaborare strînsă cu întreprinderile productive şi cu institutele de cercetări şi proiectări de specialitate. Aceste laboratoare constituie astăzi o parte însemnată a Centrului de cercetări pentru metalurgie, înfiinţat de curind pe lingă Facultatea de metalurgie din cadrul Institutului politehnic-Bucureşti.

Grija prof. Rău Alexandru pentru ridicarea continuă a nivelului profesional al inginerilor metalurgi s-a concretizat şi în elaborarea şi tipărirea a numeroase cursuri, manuale, lucrări de specialitate. De o deosebită valoare sînt tratatele „Elaborarea oţelurilor“ (prima ediţie în 1959, a doua în 1963); „Elaborarea oţelurilor de scule“ (1964) şi „Elaborarea oţelului în cuptoare electrice cu arc“ (1967).

Tov. prof. Rău Alexandru şi-a adus din plin contribuţia la perfecţionarea organizării învăţămîntului superior metalurgic şi ca membru al Consiliului profesoral al Facultăţii şi al Senatului Institutului politehnic-Bucureşti, ca decan al Facultăţii (în perioada 1959—1962), ca membru în comisiile de specialişti ale Ministerului Învăţămîntului, ca preşedinte al Comisiilor de examen de diplomă şi de doctorat.

Activitatea tehnico-ştiinţifică a tov. profesor ing. Rău Alexandru este bine cunoscută şi apreciată şi peste hotare.

Astfel, în 1961 cu ocazia vizitei făcute în R. D. Vietnam tov. prof. ing. Rău pe lingă conferinţele pe care le-a ţinut a rezolvat experimental şi unele probleme importante pentru industria metalurgică vietnameză, fapt pentru care a fost felicitat de Ministerul Industriei Grele şi de Prim Ministru al R.D. Vietnam.

Pentru activitatea depusă, prof. ing. Rău Alexandru a fost distins cu Ordinul Muncii clasa a II-a, cu ordinul Meritul Ştiinţific clasa a III-a şi cu medalia „În cinstea încheierii colectivizării agriculturii“.

Felicitînd călduros pe tov. prof. ing. Rău Alexandru cu prilejul aniversării sale, îi urăm mulţi ani fericiţi, succes deplin în activitatea de profesor-consultant la Institutul politehnic — Bucureşti, precum şi în bogata activitate ştiinţifică.

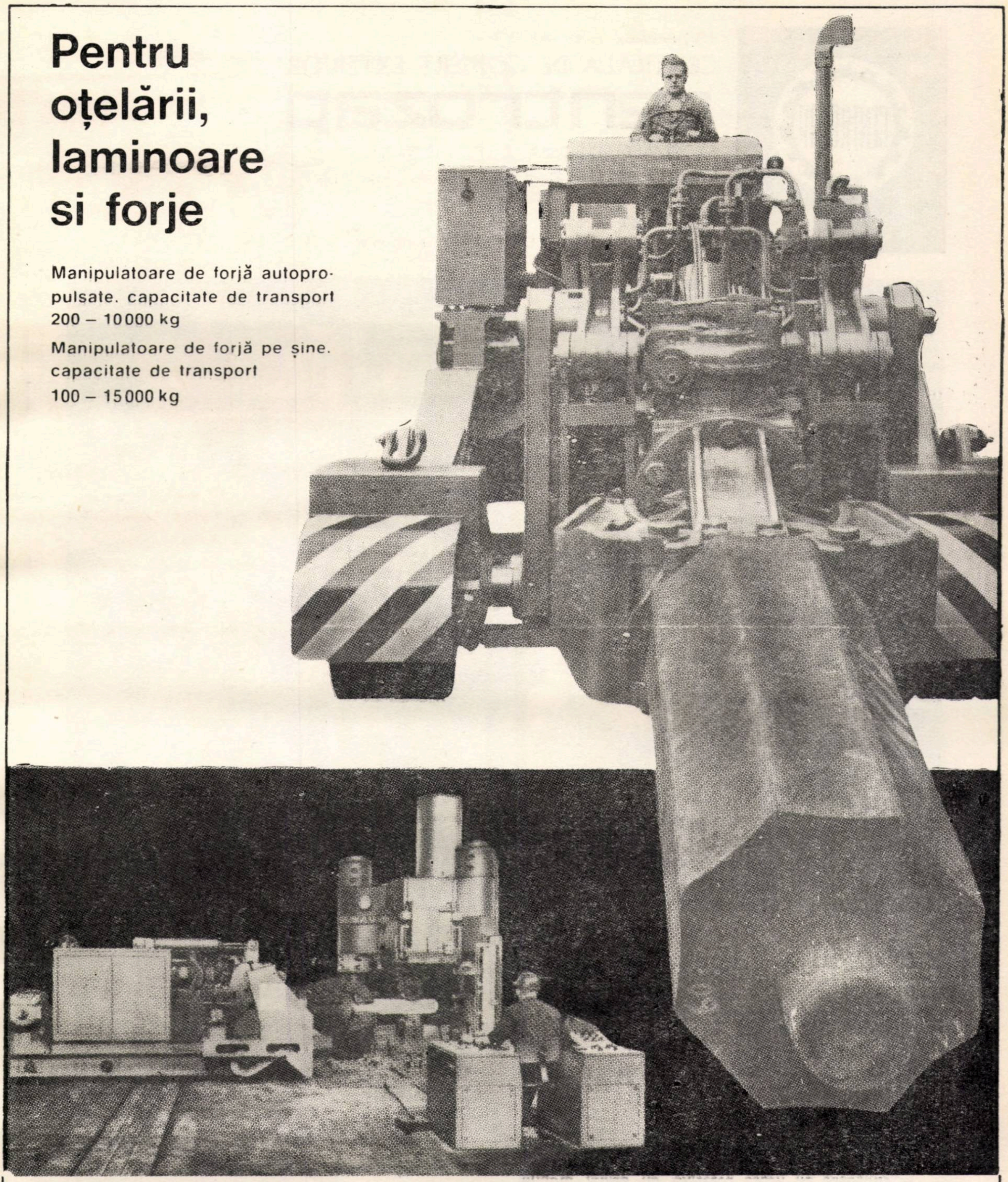
Comitetul de redacţie

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

Pentru oțelării, laminoare si forje

Manipulatoare de forjă autopropulsate. capacitate de transport 200 – 10 000 kg

Manipulatoare de forjă pe șine. capacitate de transport 100 – 15 000 kg



Mai livrăm:

Maşini de încărcat cu cleşte	**Maşini pentru perforat găuri de pas**
Maşini de încărcat cu jgheab	**Umectatoare de praf de încărcătură**
Maşini pentru astupat găuri de pas	**Armături pentru cuptoare şi cauper**

Dango & Dienenthal KG. 59 Siegen R.F.G.

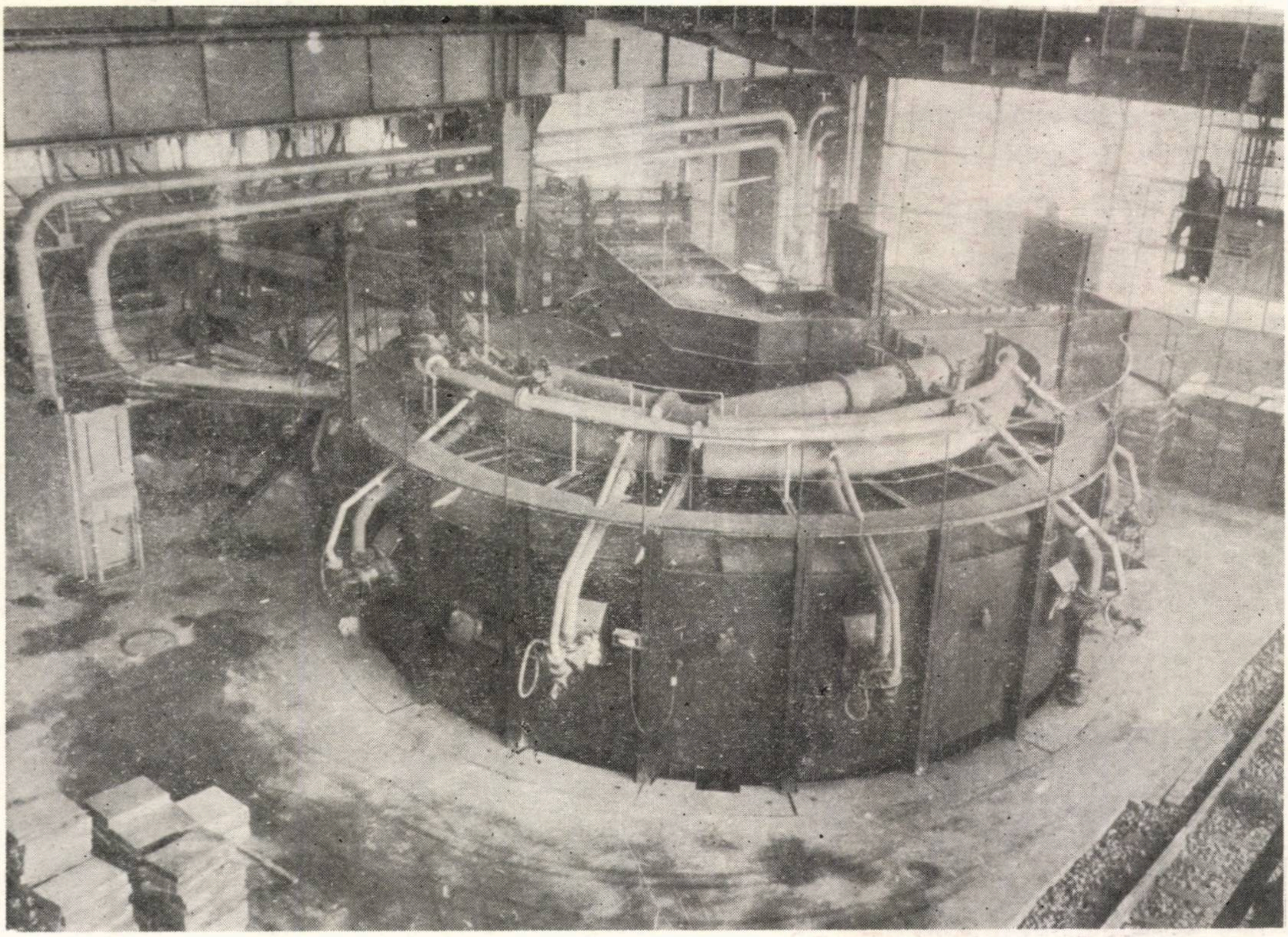
Publicom

Exportator exclusiv:

CENTRALA DE COMERȚ EXTERIOR

centrozap

KATOWICE, LIGONIA 7, POLONIA
Căsuța poștală: 825
Telefon: 513—401
Telex: 31 — 416
Adresa telegrafică: CENTROZAP Katowice



Exportă:

Furnale

- Cuptoare de încălzire înainte de prelucrarea plastică:

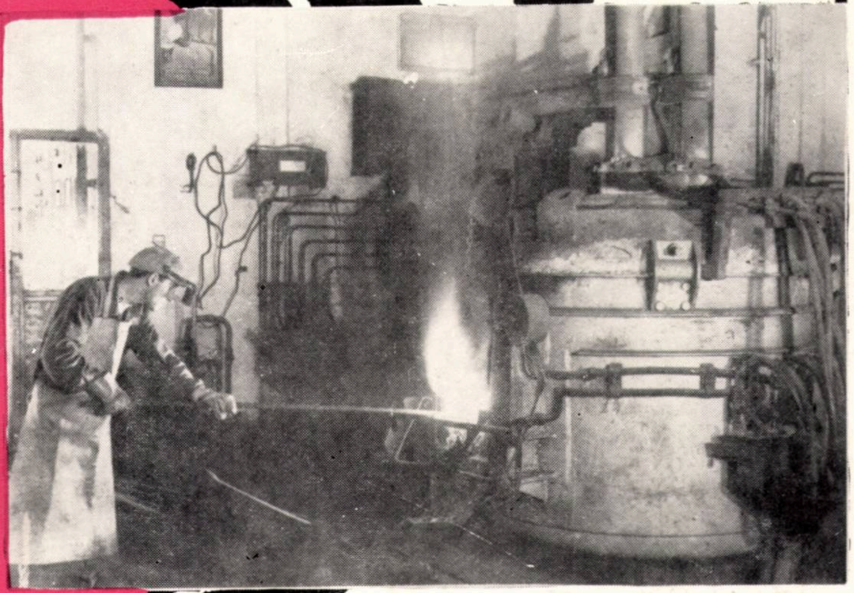
  — cuptoare adînci
  — cuptoare cu propulsie
  — cuptoare cu vetre rotative, cu grinzi mobile, cu trenuri de role și vetre oscilante
  — cuptoare cameră
  — cuptoare cu atmosferă de protecție pentru a împiedica formarea țunderului sau apariția decarburării

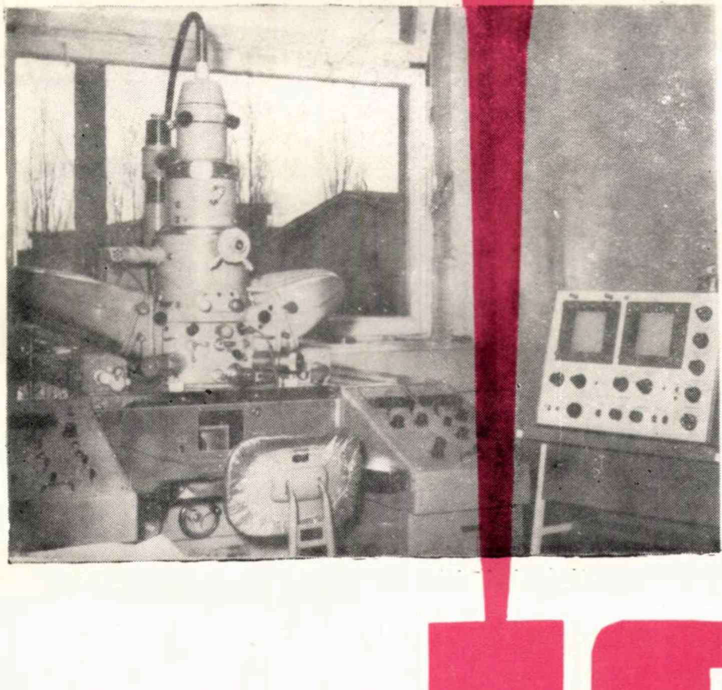
- Cuptoare de încălzire pentru prelucrarea plastică:

  — cuptoare cu vetre fixe, mobile și rotative
  — cuptoare cu grinzi mobile
  — cuptoare cu trenuri de role
  — cuptoare verticale
  — cuptoare adînci
  — cuptoare baie

Publicom

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE





dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile: fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:

— lucrări de metalografie optică şi electronică;
— cercetări cu ajutorul microsondei electronice;
— lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri;
— forjări şi laminări de diferite produse:
— încercări fizico-mecanice;
— analize chimice;
— diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).

Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice, şpanuri etalon etc.

ICEM

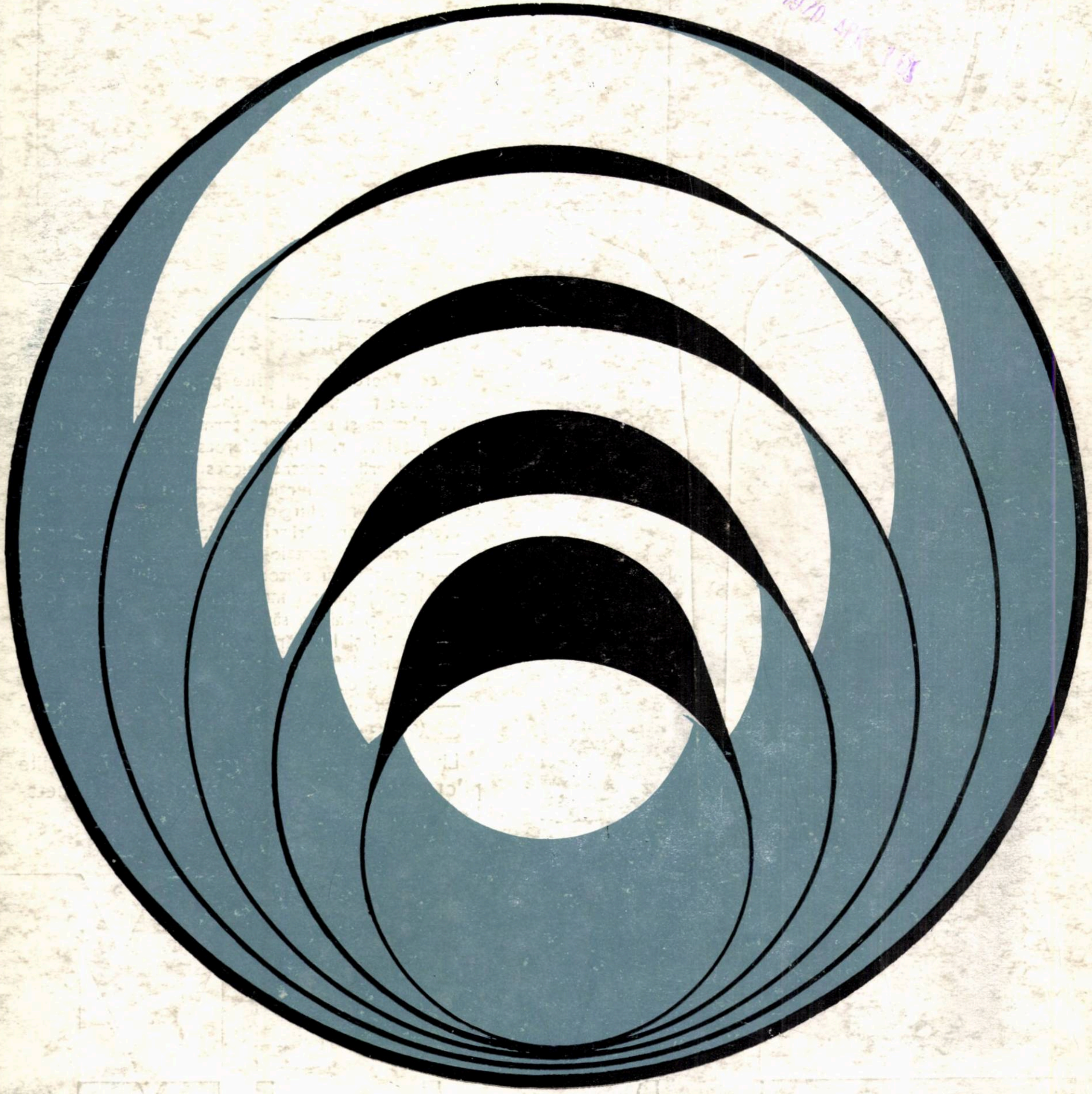
BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 177478 — Telex. 011.369

UZINA de TEVI **ROMAN**

Vă oferă:

- ● conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168—377 mm;
- ● burlane de foraj cu diametrul de $6^{5}/_{8}$ — $12^{3}/_{4}$ inci;
- ● prăjini grele de foraj cu diametrul de $4^{3}/_{4}$ — 8 inci;
- ● prăjini pătrate pentru antrenare, de $3^{1}/_{2}$ — 6 inci;
- ● țevi diverse, pentru turboburi, cămăși de pompe, tampoane, racorduri speciale.

1970 APR 7



E 3280

04

METALURGIA

4

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXII • Nr. 4 • APRILIE 1970

COMBINATUL
SIDERURGIC
„Gheorghe Gheorghiu-Dej"
GALAȚI

produce:

- **TABLĂ GROASĂ**
  - de 4— 150 mm grosime
    800—3 000 mm lățime
    15 m lungime (excepțional 30 m)
  - din oțeluri calmate și necalmate și oțeluri slab aliate
  - folosită în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, construcții de cazane etc.
- **SLEBURI**
- **LINGOURI PLATE**
- **FONTĂ DE AFINARE ÎN CALUPURI**
- **LINGOTIERE PLATE**
- **ZGURĂ GRANULATĂ**
- **OXIGEN ÎN TUBURI**

COMBINATUL SIDERURGIC
„GHEORGHE GHEORGHIU-DEJ"
GALAȚI
Combin Galați
Telefon: 18300
Telex: 015253—015257

E 3280

METALURGIA

Anul 22 nr. 4 aprilie 1970

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Călinescu S. : **Influenţa regimului termic şi a bazicităţii zgurei asupra desulfurării fontei în furnal** . . 205

Apa L. : **Comportarea manganului la retopirea oţelului cu arc în vid** 209

Riza M., Rusu B. şi *Bende B.* : **Interpretarea curbelor de răcire a metalelor** 214

Protopopescu Aurelia, Drăgan O., Olteanu Florentina şi *Ciovică D.* : **Cercetări experimentale privind presarea la rece a pulberilor de fier sub acţiunea oscilaţiilor ultrasonice** 216

Ienciu M. : **Termodinamica sistemului FeS—CH$_4$** . . 221

REALIZĂRI TEHNICE

Dumitrescu Th. : **Instalaţie radiometrică pentru determinarea rapidă a conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs** 226

Grünwald E. : **Accelerarea precipitării fosfomolibdatului de amoniu la dozarea cantitativă a fosforului din oţeluri şi fonte** 231

Pandor M. : **Determinarea rapidă a bioxidului de siliciu din fluxuri pentru sudura automată, prin metoda volumetrică** 233

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Oprea Fl. şi *Moldovan P.* : **Corelaţia dintre pierderile de cupru de la topirea concentratelor cuproase şi conţinutul de magnetită din zgure** 235

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Amancei L. şi *Ene Gh.* : **Tendinţe în prelucrarea şi utilizarea zgurelor de furnal** 242

Ivancenco Al. : **Unele consideraţii şi aspecte ale dinamicii producţiei de oţel (siderurgice) pe plan mondial** 244

Astahov I. G. şi *Cazimirovici E.* : **Consideraţii privind influenţa vitezelor ridicate de laminare asupra principalilor parametri ai laminării la rece a benzilor din oţel** 249

Hătărăscu Ov., Schieber F., Stoicovici E. şi *Mitran Vasilica* : **Unele probleme privind perspectivele de valorificare siderurgică a nămolurilor roşii** 253

Isopescu Alex. şi *Ioniţă N.* : **Consideraţii privind valorificarea metalelor (Zn, Pb etc.) din zgure prin procedeul Fűming** 257

RECENZII 261

CRONICĂ 264

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România—Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T.—M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/966.“

c. 5118

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.275.2

Călinescu S. : **L'influence du régime thermique et de la basicité des scories sur la désulfuration de la fonte dans le fourneau.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 205–208

CD 669.14 : 621.745.35 : 669.74

Apa L. : **Le comportement du manganèse lors de la réfusion de l'acier à l'aide de l'arc, dans le vide.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 209–213

CD 621.565.94

Riza M., *Rusu B.* et *Bende B.* : **L'interprétation des courbes de refroidissement des métaux.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 214–215

CD 669.1 – 492.2 : 621.762.4.06

Protopopescu Aurelia, *Drăgan O.*, *Olteanu Florentina* et *Ciovică D.* : **Recherches expérimentales concernant le pressage à froid des poudres de fer sous l'action des oscillations ultrasoniques.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 216–220

CD 669.017.1 : 536.7

Ienciu M. : **La thermodynamique du système FeS – CH_4**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 221–225

CD 662.741.3

Dumitrescu Th. : **Installation radiométrique pour la détermination rapide de la teneur en cendres du coke et du semicoke.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 226–230

CD 669 13/14 : 543.062 : 669.779

Grünwald E. : **L'accélération de la précipitation du phospho-molybdène d'amonium lors du dosage quantitatif du phosphore dans les aciers et dans les fontes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 231–232

CD 621.791.04 : 543.24

Pandor M. : **La détermination rapide du bioxyde de silice dans les flux pour la soudure automatique, par la méthode volumétrique.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 233–234

CD 622.7 . 669.3

Oprea Fl. et *Moldovan P.* : **La corrélation entre les pertes en cuivre résultées lors de la fonte des concentrés cuivreux et la teneur en magnétite des scories.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 235–241

CD 669.162.275.2

Amancei L. et *Ene Gh.* : **Tendances dans la préparation et l'utilization des scories de fourneau.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 242–243

CD 669.18

Ivancenco Al. : **Quelques considérations et aspects de la dynamique de la production d'acier (sidérurgique) sur le plan mondial.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 244–248

CD 669.14 – 418 : 621.77

Astahov I. G. et *Cazimirovici E.* : **Considérations concernant l'influence des vitesses de laminage élevées sur les principaux paramètres du laminage à froid des bandes en acier.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 249–252

CD 669.712.002.68

Hătărăscu Ov., *Schieber F.*, *Stoicovici E.* et *Mitran Vasilica* : **Quelques problèmes concernant les perspectives de valorification sidérurgique des boues rouges.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p 253–256

CD 669.5 : 669.4 : 621.745.58

Isopescu Alex. et *Ioniță N.* : **Considérations concernant la valorification des métaux (Zn, Pb etc.) contenus dans les scories, par le procédé Füming.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 257–260

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.275.2
Кэлинеску С.: **Влияние термического режима и основности шлака на обессеривание чугуна в доменной печи**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4 p. 205–208

ДК 669.14 :621.745.35 : 669.74
Апа Л.: **Поведение марганца при электродуговом вакуумном переплаве стали**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p 209–213

ДК 621.565.94
Риза М., *Русу В.* и *Бенде Б.:* **Интерпретация кривых охлаждения металлов**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 214–215

ДК 669.1 – 492.2 : 621.762.4.06
Протопопеску Аурелия, *Дрэган О.*, *Олтяну Флорентина* и *Човикэ Д.:* **Экспериментальные исследования холодного прессования железных порошков под воздействием ультразвуковых колебаний**
Metalurgia 22 (1970) nr. 4, p. 216–220

ДК 669.017.1 : 536.7
Енчу М.: **Термодинамика системы FeS – CH_4**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 221–225

ДК 662.741.3
Думитреску Тх.: **Радиометрическая установка для скоростного определения содержания золы в коксе и полукоксе**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 226–230

ДК 669.13/14 :543.062 : 669.779
Грюнвалд Е.: **Ускорение осаждения фосфомолибдата аммония в сталях и чугунах**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 231–232

ДК 621.791.04 : 543.24
Пандор М.: **Скоростное определение двуокиси кремния во флюсах для автоматической сварки объёмным способом**
Metalurgia, 22 (1970), nr. 4, p. 233–234

ДК 622.7 : 669.3
Опря Фл. и *Молдован П.:* **Взаимосвязь между потерями меди от плавки медных концентратов и содержанием магнетита в шлаках**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p 235–241

ДК 669.162.275.2
Аманчей Л. и *Ене Г.:* **Направления в области переработки и использования доменных шлаков**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 242–243

ДК 669.18
Иванченко А. **:** **Некоторые соображения и аспекты, касающиеся динамики производства стали (черной металлургии) в мировом масштабе**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 244–248

ДК 669.14 – 418 : 621.77
Астахов И. Г. и *Казимирович Е.:* **О влиянии повышенных скоростей прокатки на основные параметры холодной прокатки стальной ленты**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p.249–251

ДК 669.712.002.68
Хэтэрэску О., *Шибер Ф.*, *Стоикович Э.* и *Митран Василика:* **Некоторые вопросы, касающиеся перспектив использования красных шламов в черной металлургии**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 252–255

ДК 669.5 :669.4 : 621.745.58
Исопеску А. и *Ионицэ Н.:* **Соображения, касающиеся извлечения из шлака металлов (цинка, свинца и пр.) при помощи фьюмингования**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 256–259

INHALT

DK 669.162.275.2

Călinescu S. : **Einfluss der thermischen Verhältnisse und der Schlackenbasizität auf die Entschwefelung des Roheisens im Hochofen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 205–208

DK 669.14 : 621.745 35 : 669.74

Apa L. : **Manganverhalten bei Vakuumlichtbogenschmelzen von Stahl.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 209–213

DK 621.565.94

Riza M., *Rusu B.* und *Bende B.* : **Auslegung der Metallkühlkurven.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 214–215

DK 669.1 – 492.2 : 621.762.4.06

Protopopescu Aurelia, *Drăgan O.*, *Olteanu Florentina* und *Ciovică D.* : **Experimentaluntersuchungen über das Kaltpressen von Eisenpulver bei Ultraschallwirkung.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 216–220

DK 669.017.1 : 536.7

Ienciu M. : **Thermodynamik des FeS – CH_4 Systems.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 221–225

DK 662.741.3

Dumitrescu Th. : **Radiometrische Einrichtung für Rapidbestimmung von Asche in Koks und Halbkoks.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 226–230

DK 669.13/14 : 543.062 : 669.779

Grünwald E. : **Beschleunigung des Niederschlags von Ammoniumphosphomolybdat bei der quantitativen Phosphordosierung in Stahl und Eisen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 231–232

DK 621.791.04 : 543.24

Pandor M. : **Rapidbestimmung von Siliziumbioxyd in Schweissfluss für automatisches Schweissen durch die volumetrische Methode.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4. p 233–234

DK 662.7 :669.3

Oprea Fl. und *Moldovan P.* : **Wechselbeziehung zwischen Kupferverlust bei Schmelzen von Kupferkonzentraten und Magnetitgehalt der Schlacke.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4. p. 235–241

DK 669.162.275.2

Amancei L. und *Ene Gh.* : **Entwicklungsrichtungen der Verarbeitung und Verwendung von Hochofenschlacken.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 242–243

DK 669.18

Ivancenco Al. : **Einige Berücksichtigungen und Einzelheiten der Stahlproduktionsdynamik auf Weltstufe.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 244–248

DK 669.14 – 418 : 621.77

Astahov I. G. und *Cazimirovici E.* : **Berücksichtigungen über den Einfluss von hochen Walzgeschwindigkeiten auf die Hauptparameter des Kaltwalzens von Bandstahl.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 249–252

DK 669.712,002.68

Hătărăscu Ov., *Schieber E.*, *Stoicovici E.* und *Mitran Vasilica* : **Einige Fragen Perspektiven der siderurgischen Verwertung des Rotschlammes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 253–256

DK 669.5 : 669.4 :621.745.58

Isopescu Alex. und *Ioniță N.* : **Berückschtigungen über Metallverwertung (Zn, Pb etc.) aus Schlacken nach den Füming- Verfahren.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 257–260

CONTENTS

DC 669.162.275.2
Călinescu S. : **Influence of thermal conditions and of slag basicity on raw iron desulphuration in blast furnace.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 205–208

DC 669.14 : 621.745.35 :669.74
Apa L. : **Manganese behaviour during vacuum arc-remelting of steel.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 209–213

DC 621.565.94
Riza M., *Busu B.* and *Bende B.* : **Metal cooling curve interpretation.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 214–215

DC 669.1 – 492.2 : 621.762.4.06
Protopopescu Aurelia, *Drăgan O.*, *Olteanu Florentina* and *Ciovică D.* : **Experimental investigations regarding cold pressing of iron powder under the action of ultrasonic oscillations.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4. p. 216–220

DC 669.017.1 : 536.7
Ienciu M. : **Thermodynamics of the FeS – CH_4 system.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 221–225

DC 662.741.3
Dumitrescu Th. : **Radiometric device for fast estimation of ash content in coke and semicoke.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 226–230

DC 669.13/14 : 543.062 : 669.779
Grünwald E. : **Acceleration of ammonium phosphomolybdate precipitation during quantitative dosage of phosphorus in steel and raw iron.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p 231–232

DC 621.791.04 : 543.24
Pandor M. : **Fast estimation of silicon dioxide in automatic weld fluxes by the volumetric method.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 233–234

DC 622.7 : 669.3
Oprea Fl. and *Moldovan P.* : **Correlation between copper losses during copper concentrate smelting and magnetite content in slags.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 235–241

DC 669.162.275.2
Amancei L. and *Ene Gh.* : **Tendencies in processing and utilization of blast furnace slags.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 242–243

DC 669.18
Ivancenco Al. : **Considerations and aspects of steel production dynamics on world wide scale.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p . 244–248

DC 669.14 – 418 : 621.77
Astahov I. G. and *Cazimirovici E.* : **Considerations regarding influence of high rolling speeds on the main parametra of strip cold rolling.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p. 249–252

DC 669,712.002.68
Hătărăscu Ov., *Schieber F.*, *Stoicovici E.* and *Mitran Vasilica* : **Some questions regarding outlooks for turning into account red mud in siderurgy.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 4, p, 253–256

DC 669.5 :669.4 :621.745.58
Isopescu A. and *Ioniță N.* : **Considerations regarding valorization of some metals (Zn, Pb etc.) out of slags by the Füming method.**
Metalurgia 22 [1970) nr. 4, p. 257–260

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 4
APRILIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Influenţa regimului termic şi a bazicităţii zgurei asupra desulfurării fontei în furnal

Ing. S. CĂLINESCU
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.162.275.2

L'INFLUENCE DU RÉGIME THERMIQUE ET DE LA BASICITÉ DES SCORIES SUR LA DÉSULFURATION DE LA FONTE DANS LE FOURNEAU

La désulfuration de la fonte est favorisée par les températures élevées et par la basicité des scories (on a considéré la température dans le creuset comme étant proportionnelle à la teneur en silice de la fonte). Pour l'évaluation quantitative de l'influence de ces facteurs on a étudié les analyses de 1 247 charges élaborées pendant six mois et on a choisi seulement les cas pour lesquels la teneur en manganèse de la fonte a été de 0,25 — 0,45%, et Al_2O_3 *dans les scories de 7 — 9%.*

On a abouti à la conclusion que pour faire diminuer de 0,01% la teneur en sulf dans la fonte, il est nécessaire soit d'accroître de 0,10 la basicité des scories, soit d'accroître de 0,3% la teneur en silice dans la fonte. Dans le premier cas on obtient un accroissement de 11,2 kg/t de fonte de la consommation de coke, ce qui signifie que le prix de la fonte augmente de 10,9 lei/t de fonte et dans le second cas, une augmentation de 18 kg/t de fonte de la consommation de coke, ce qui revient à un accroissement de 12 lei/t du prix de la fonte.

D'après les faits présentés ci-dessus il résulte que le régime optima (frais minimes) pour la désulfuration de la fonte correspond à une teneur minima en silice de la fonte et à une basicité maxima des scories, sans toutefois dépasser les limites normales de la viscosité des scories.

INFLUENCE OF THERMAL CONDITIONS AND OF SLAG BASICITY ON RAW IRON DESULPHURATION IN BLAST FURNACE

Raw iron desulphuration is favoured by high temperatures and slag basicity (temperature in the hearth was considered proportional to silicon content of raw iron).

In view to estimate quantitatively the influence of these factors, analyses for 1,245 charges — elaborated during six months — were processed and only cases with 0.25 — — 0.45% manganese in raw iron and 7 — 9% Al_2O_3 *in slag were retained.*

It was concluded that in view to obtain a 0.01% decrease in sulphur content of raw iron it is necessary to increase either slag basicity by 0.10, or silicon content in raw iron by 0.3%.

In the first case coke consumption increases by 11.2 kg/iron t and limestone consumption by 58 kg/iron t, which leads to a price raise of 10.9 lei/t, in the second case coke consumption increases by 18 kg/iron t, representing a price increase of 12 lei/t.

From these data it results that optimal conditions (minimum expenses) for raw iron desulphuration correspond to a minimum silicon content in raw iron and maximum basicity of slag, but without normal limits of slag viscosity being exceeded.

Sulful fiind un element dăunător în fontă, este util să se cunoască cele mai avantajoase căi de trecere a acestuia în zgură.

Principala sursă de sulf în furnal o constituie cocsul. Sulful din cocs ajunge în gaze de unde este apoi absorbit de fier (formînd FeS care trece în fontă) şi de CaO (formînd CaS care trece în zgură). Trecerea sulfului din fontă în zgură are loc în creuzetul furnalului conform reacţiei :

$$FeS + CaO + C = CaS + Fe + \\ + CO - 35\,620 \text{ kcal} \qquad (1)$$

din care reiese că desulfurarea fontei este favorizată de temperaturi ridicate şi este cu atît mai avansată, cu cît zgura este mai bazică dar suficient de fluidă pentru a permite o bună difuziune a produselor reacţiei şi o scurgere uşoară din furnal.

Cantitatea de zgură contribuie la desulfurarea fontei într-o măsură mult mai mică decît rezultă din teorie, deoarece procesele din furnal sînt destul de depărtate de starea de echilibru.

În lucrare s-a determinat, prin analiză statistică [2], variaţia conţinutului de sulf din fontă la modificarea temperaturii în creuzet și a bazicității zgurei ($CaO : SiO_2$). Temperatura în creuzet s-a considerat proporțională cu conținutul de siliciu din fontă, care de fapt constituie indicatorul regimului termic al furnalului. Regimul termic și bazicitatea zgurei se schimbă în funcție de conținutul de sulf al încărcăturii (menținîndu-se bineînțeles fluiditatea zgurei în limitele normale).

Pe baza rezultatelor obținute din analiza statistică se vor face unele precizări în legătură cu stabilirea regimului termic și a bazicității zgurei, corespunzătoare desulfurării dorite a fontei, cu cheltuieli minime.

Pentru evaluarea cantitativă a influenței conținutului de siliciu din fontă și a bazicității zgurei asupra desulfurării fontei s-au prelucrat analizele a 1 245 șarje elaborate în decurs de șase luni la același furnal. Încărcătura folosită a conținut circa 85% aglomerat cu bazicitatea 1,00. Pe întreaga perioadă s-au consumat circa 680 kg cocs/t fontă cu 1,6% sulf. Fonta și zgura produsă în acest interval au avut următoarea compoziție procentuală :

Fonta	Zgura
S = 0,035 ± 0,015	SiO_2 = 38,50 ± 3,0
(maximum admis 0,060%)	CaO = 46,10 ± 3,1
Si = 0,75 ± 0,25	Al_2O_3 = 8,00 ± 2,0
Mn = 0,35 ± 0,15	MgO = 2,00 ± 0,4
	FeO = 1,20 ± 0,3
	MnO = 0,60 ± 0,2
	CaS = 3,50 ± 0,5

S-au obținut circa 780 kg zgură/t fontă, cu bazicitatea cuprinsă într-un domeniu de variație foarte larg (1,03 – 1,38), bazicitatea de regim fiind însă de 1,20 ± 0,07.

Datorită faptului că în furnal procesul de elaborare este continuu, iar evacuarea discontinuă și mai ales datorită inerției acestui agregat mare, corespondența care trebuie să existe între compoziția zgurei și a fontei nu se menține strict. Mai precis se poate spune că o modificare a conținutului de siliciu în fontă sau a bazicității zgurei de la o șarjă la alta nu duc imediat la modificarea corespunzătoare a conținutului de sulf în fontă. Pentru a atenua acest decalaj, care în condițiile unui mers neuniform al furnalului îngreuiază, dacă nu face chiar imposibilă, interpretarea semnificativă a datelor, s-a recurs la folosirea compozițiilor medii zilnice ale fontei și zgurei.

Cu aceste date s-au calculat ecuațiile dreptelor de regresie, care aproximează legătura liniară ce există între conținutul de sulf și cel de siliciu al fontei pentru diverse bazicități ale zgurei. De asemenea, s-a calculat lățimea benzilor în care sînt cuprinse 95% din date, adică ±1,96 Syx (abaterea medie pătratică în jurul dreptei de regresie).

Pentru a elimina celelalte influențe asupra conținutului de sulf al fontei, s-au ales numai cazurile pentru care conținutul de mangan al fontei a fost cuprins în limitele 0,25 – 0,45%, iar conținutul de Al_2O_3 al zgurei, 7 – 9%. Acestea sînt de fapt valorile curente, fiind deci cele mai numeroase.

Dreptele respective sînt reprezentate în figura 1 (*a*, *b*, *c*, *d*), iar în tabela 1 sînt trecute pentru fiecare dreaptă : bazicitatea zgurei ; coeficientul de corelație γ ; ecuația de regresie ; lățimea benzii în care se găsesc 95% din date

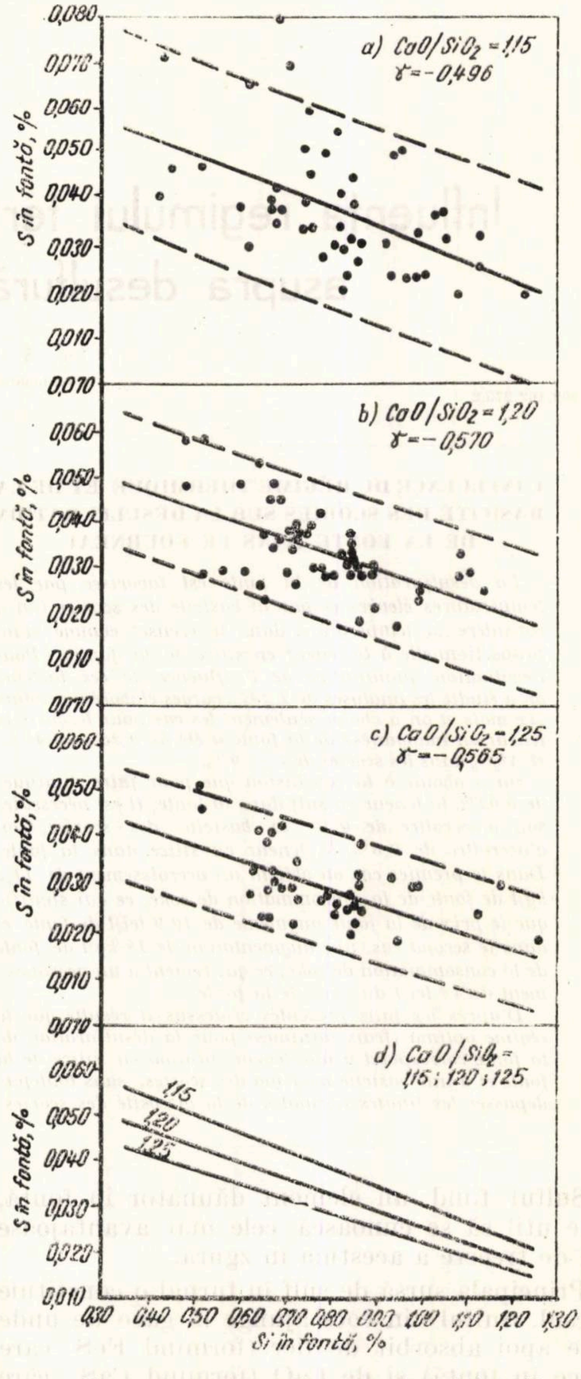


Fig. 1. Dependența dintre conținutul de sulf și siliciu din fontă.

(±1,96 Syx); conţinutul de sulf la 0,75% siliciu în fontă; scăderea conţinutului de sulf corespunzătoare unei creşteri a conţinutului de siliciu în fontă cu 0,1%.

Din figura 1, *d* se observă că cele trei drepte nu sînt egal distanţate, ceea ce înseamnă că sulful din fontă nu scade liniar cu bazicitatea zgurei şi că, pe măsura creşterii acesteia, scăderea sulfului este mai mică.

Tabela 1

CaO : SiO_2	γ	Ecuaţia dreptei	± 1,96 Syx	% [S] la 0,75 % [Si]	Scăderea % [S] pentru + + 0,1%[Si]
1,15	−0,496	$100\,y + 3{,}84\,x = 6{,}92$	0,0215	0,0404	0,0038
1,20	−0,570	$100\,y + 3{,}41\,x = 6{,}02$	0,0150	0,0346	0,0034
1,25	−0,565	$100\,y + 3{,}01\,x = 5{,}33$	0,0120	0,0307	0,0030

Obs.: x = % Si în fontă; y = % S în fontă.

Pentru conţinutul mediu de siliciu în fontă (0,75%) creşterea bazicităţii zgurei de la 1,15 la 1,25 (cu 0,10) duce la o scădere a conţinutului de sulf în fontă cu circa 0,010% (valoarea apropiată de indicaţiile diagramei Vaskoboinikov [1]).

După cum reiese din tabela 1 scăderea conţinutului de sulf corespunzătoare unei creşteri a conţinutului de siliciu în fontă cu 0,10% devine mai mică la mărirea bazicităţii zgurei, deoarece o dată cu creşterea acesteia înclinarea dreptelor scade. Rezultă că la aceleaşi oscilaţii ale conţinutului de siliciu în fontă variaţiile conţinutului de sulf sînt mai mici cînd zgura este mai bazică, deci mersul furnalului este mai uniform, ceea ce explică îngustarea benzii (cu 95% din date) la creşterea bazicităţii zgurei. La aceasta contribuie şi faptul că însăşi influenţa variaţiilor bazicităţii zgurei asupra conţinutului de sulf din fontă se atenuează o dată cu mărirea acesteia.

Pentru zgura medie cu bazicitatea 1,20, unei creşteri cu 0,10% a conţinutului de siliciu în fontă îi corespunde o scădere a conţinutului de sulf cu 0,0034%. Deci, pentru a obţine o scădere a conţinutului de sulf al fontei cu 0,010% este nevoie să se mărească fie bazicitatea zgurei, cu 0,10, fie conţinutul de siliciu al fontei, cu 0,3%.

Pentru mărirea conţinutului de siliciu al fontei cu 1%, conform indicaţiilor din literatură, este necesar un consum suplimentar de cocs de circa 60 — 80 kg/t fontă. Luînd în consideraţie valoarea minimă de 60 kg/t pentru o creştere a conţinutului de siliciu cu 0,3%, este necesar un consum suplimentar de cocs de 18 kg/t fontă.

În continuare se redă calculul necesarului de cocs pentru mărirea bazicităţii zgurei cu 0,10. Pentru zgura ce conţine 38,5% SiO_2 mărirea bazicităţii cu 0,10 înseamnă mărirea cantităţii de CaO cu 3,85 kg/100 kg zgură.

Cantitatea de zgură se va mări cu: 3,85 : 100 × 780 kg zgură/t fontă = 30,05 kg/t fontă, pe seama măririi consumului de calcar cu:

$$30{,}05 : 0{,}53\ (\text{CaO în calcar}) = 57\ \text{kg/t fontă}.$$

Calcarul din care a rezultat cantitatea de 30,05 kg CaO conţine:

$$30{,}05 \times \frac{44\ \text{greutate moleculară}\ CO_2}{56\ \text{greutate moleculară CaO}} = 23{,}6\text{kg}\ CO_2$$

Calculul consumului suplimentar de cocs se face ţinînd seamă de cantitatea de căldură necesară pentru:

— disocierea calcarului — 622 kcal/kg CO_2 ţinînd cont şi de căldura de formare a zgurei;

— încălzirea CO_2 — 0,228 kcal/kg CO_2 la o temperatură la gură de 300°C;

— topirea şi încălzirea zgurei — 420 kcal/kg zgură.

Căldura de ardere a cocsului cu 87% C_{fix} în condiţiile din furnal (la CO) pentru temperatura aerului de 950°C şi temperatura la gură de 300°C este: $3\,115 \times 0{,}87 = 2\,710$ kcal/kg cocs [1].

Cocs necesar suplimentar:

$$\frac{23{,}6 \times (622 + 300 \times 0{,}228) + 30{,}05 \times 420}{2\,710} = 10{,}7\ \text{kg cocs}$$

Acest cocs mai aduce circa 1 kg cenuşă pentru zgurificarea căreia este necesar circa 1 kg calcar, deci cantitatea de zgură se mai măreşte cu încă 1,5 kg, pentru care mai sînt necesare încă circa 0,5 kg cocs. Deci, pentru mărirea bazicităţii zgurei cu 0,10 este necesară o majorare a consumului de cocs cu circa 11,2 kg şi de calcar, cu 58 kg/t fontă.

Comparînd valoric cele două căi de micşorare a conţinutului de sulf al fontei cu 0,010% rezultă (la un preţ al cocsului de 665 lei/t şi al calcarului de 60 lei/t) că pentru mărirea bazicităţii zgurei cu 0,10 fonta se scumpeşte cu:

$$11{,}2 \times 0{,}665 + 58 \times 0{,}60 = 10{,}9\ \text{lei/t fontă},$$

iar pentru mărirea conţinutului de siliciu al fontei, cu 0,3%:

$$18 \times 0{,}665 = 12\ \text{lei/t fontă (cu 10\% mai scump)}.$$

Rezultă că este mai avantajos să se realizeze desulfurarea dorită a fontei lucrînd cu bazicitate ridicată a zgurei și conținut scăzut de siliciu în fontă; bazicitatea zgurei trebuie să aibă însă o valoare cuprinsă în domeniul de fluiditate admisibilă a acesteia.

Lărgimea domeniului de fluiditate admisibilă a zgurei depinde de regimul termic, adică variază proporțional cu conținutul de siliciu al fontei. Această legătură este prezentată orientativ, pentru condițiile de la Combinatul siderurgic — Reșița, în figura 2.

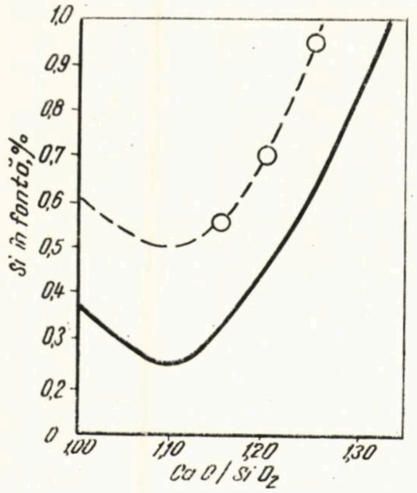


Fig. 2. Domeniul fluidității admisibile a zgurei.

Deoarece variațiile curente ale bazicității zgurei sînt de ±0,07, iar ale conținutului de siliciu în fontă de ±0,25%, punctul de regim trebuie ales cu aceste valori în interiorul domeniului de fluiditate admisibilă, adică pe linia punctată din figura 2. Transpunînd această linie pe diagrama din figura 1, *d* se obține nomograma din figura 3 cu ajutorul căreia se poate stabili regimul optim al bazicității zgurei și al conținutului de siliciu în fontă pentru a se realiza desulfurarea dorită, cu un consum minim de cocs (cheltuieli minime). Se observă că regimul de lucru folosit (1,20 bazicitate și 0,75% siliciu) este destul de apropiat de regimul optim (1,205 bazicitate și 0,725%Si) dedus din nomogramă, pentru conținutul de 0,035% sulf în fontă.

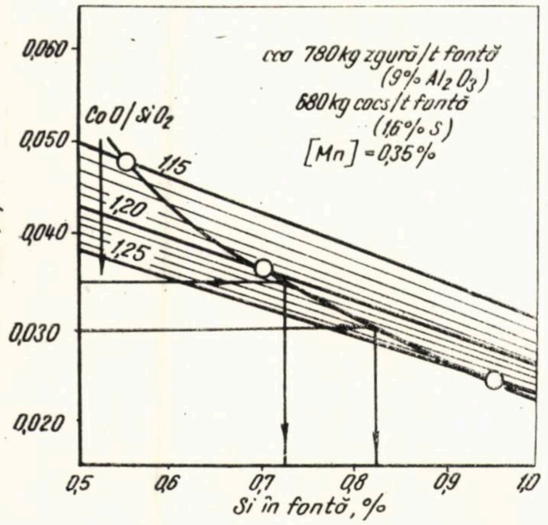


Fig. 3. Nomogramă pentru stabilirea regimului de funcționare a furnalului.

Cînd este nevoie să se producă fontă de calitate superioară cu conținut de sulf maximum 0,050% (față de 0,060% admis curent), valoarea de regim a conținutului de sulf în fontă trebuie coborîtă de la 0,035 la 0,030%. Pentru această desulfurare, din figura 3 rezultă că regimul optim este la 1,22 bazicitate și 0,83% siliciu. Zgura va fi mai bazică față de regimul normal, dar la fel de fluidă pentru că este mai caldă (conținut de siliciu în fontă mai ridicat).

La micșorarea consumului specific de cocs și a conținutului de sulf al acestuia, valorile de regim pot coborî pînă la condițiile limită de 1,10 bazicitate a zgurei și 0,50% conținut de siliciu în fontă (fig. 2). Înseamnă că, în funcție de condiții, există o valoare minimă a conținutului de sulf în cocs, sub care devine nerațională folosirea acestuia. Pentru furnalele de la C.S.R. această valoare este actualmente la circa 1,2% sulf în cocs.

La furnalele care lucrează cu încărcături bogate în fier (zgură puțină) cocsul trebuie să aibă conținut scăzut de sulf, deoarece există pericolul de a depăși conținutul admis de 6—7% CaS în zgură, limită peste care zgurele devin vîscoase. În cazul de față nu este această situație, conținutul de CaS în zgură fiind de 3—4% deoarece încărcătura este săracă în fier și cantitatea de zgură este mare, comparativ cu alte țări.

Prin micșorarea variațiilor calității materiei prime s-ar putea apropia condițiile de regim (linia punctată din figura 2) de condițiile limită (linia plină) și, de asemenea, s-ar putea majora valoarea de regim a conținutului de sulf în fontă, ceea ce constituie o importantă rezervă pentru reducerea consumului specific de cocs.

*

Din cele prezentate reiese că regimul optim (cheltuieli minime) pentru desulfurarea dorită a fontei corespunde conținutului minim de siliciu al fontei și bazicității maxime a zgurei, fără a depăși limitele normale ale viscozității acesteia.

De asemenea, funcționarea cu zgure mai bazice asigură o calitate mai constantă a fontei (variații mai mici ale conținutului de sulf) deci, implicit, o funcționare mai uniformă a furnalului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobrovici D. *Metalurgia fontei*. București, Editura tehnică, 1966.

[2] Knotek M. *Metode statistico-matematice pentru analizarea proceselor siderurgice*. (Traducere din limba cehă), Institutul de documentare tehnică, București, 1964.

Comportarea manganului la retopirea oțelului cu arc în vid

Ing. L. APA
Comitetul de Stat al Planificării

CZ 669.14 : 621.745.35 : 669.74

LE COMPORTEMENT DU MANGANÈSE LORS DE LA RÉFUSION DE L'ACIER À L'AIDE DE L'ARC DANS LE VIDE

Dans les pays à industrie développée, la réfusion de l'acier à laide de l'arc dans le vide s'est beaucoup développée au cours des dernières années, ce procédé assurant un bon dégasage, éliminant la possibilité de l'impurification de l'acier par des inclusions provenant du recouvrement intérieur du four et assurant en même temps une cristallisation dirigée de l'acier.

Lorsqu'on utilise les procédés de réfusion de l'acier à l'aide de l'arc dans le vide, les pertes en manganèse, par vaporisation, sont importantes et celà s'explique par la tension élevée des vapeurs de manganèse, même en solution diluée, en comparaison avec la pression totale de l'espace de travail. L'alimentation de la surface de vaporisation avec des atomes de manganèse de l'intérieur, par diffusion, freine la vaporisation et limite le phénomène à une couche superficielle mince, qui a une teneur en manganèse sensiblement plus réduite que le reste du bain.

MANGANESE BEHAVIOUR DURING VACUUM ARCREMELTING OF STEEL

Lately, in countries with high developed industry, vacuum arc-remelting of steel has undergone an important development. The proceeding provides a good degasification, avoids steel impurification by inclusions resulting from the furnace lining and provides a directional crystallization of steel.

In vacuum arc-remelting of steel manganese losses by vaporization are high and can be explained by the high vapour tension of manganese even in dilute solution, as compared with the total pressure in the working space. Supply of manganese atoms to the vaporisation surface from the interior — by diffusion — hinders vaporisation and limits the phenomenon to a thin superficial layer, which has a considerably lower manganese content than the rest of the bath.

Printre procedeele moderne de topire a metalelor se numără și retopirea oțelului și a altor aliaje cu arc în vid. Acest procedeu a luat o mare dezvoltare în ultimii ani în țările cu industrie dezvoltată datorită, în primul rînd, necesităților de oțeluri și aliaje foarte pure ale industriei de avioane și rachete, ale construcției de utilaje energetice (turbine), ale industriei electrotehnice și electronice ș.a.

Prin acest procedeu pe lîngă o bună degazare se elimină posibilitatea impurificării oțelului cu incluziuni provenite din căptușeala cuptorului (creuzetul-cristalizor este confecționat din cupru răcit cu apă) și se asigură o cristalizare dirijată a oțelului, deci o structură îmbunătățită a lingoului.

Unele particularități ale procedeului de retopire cu arc în vid

În figura 1 se arată principiul procedeului de retopire cu arc în vid cu electrod consumabil [1].

Presiunea în spațiul de lucru al cuptorului este de 10^{-2}—10^{-4} torr, iar în imediata apropiere a băii, de $10^{-1} - 10^{-2}$ torr; tensiunea electrică, 20 — 40 V; intensitatea curentului se alege în funcție de diametrul electrodului și al cristalizorului utilizat. La instalații mici (diametrul cristalizorului $L = 80 - 150$ mm) se lucrează cu 1,5 — 5 kA.

Cu toate că baia este slab încălzită (numai cu 15 — 30°C deasupra temperaturii de topire) și cochila răcită puternic cu apă, oțelul rămîne, un timp relativ lung, în stare lichidă. Durata de menținere a oțelului în stare lichidă are o mare importanță pentru fenomenele de degazare și vaporizare [2], [3], [5]. Ea depinde teoretic de viteza medie de topire V_T (exprimată în kg oțel topit în unitatea de timp) și de volumul băii V, conform relației :

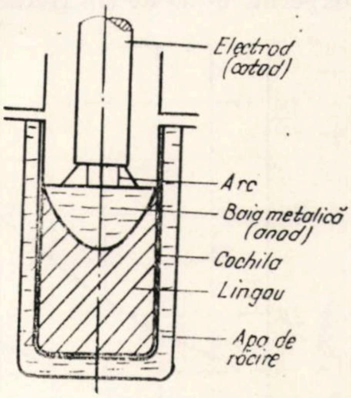


Fig. 1. Principiul procedeului de retopire cu arc în vid cu electrod consumabil.

$$\tau = \frac{\rho V}{V_T}, \qquad (1)$$

în care :

ρ este greutatea specifică a aliajului lichid.

În practică s-a constatat că această valoare este mai mare decît rezultă din relația (1) deoarece solidificarea oțelului decurge mai lent decît topirea. De aceea pentru calculul duratei de menţinere în stare lichidă s-a propus o relaţie îmbunătăţită [8] :

$$\tau = \frac{\rho V}{V_T - a}, \qquad (2)$$

în care :

a reprezintă un factor de corecţie.

Cu toate că există un număr însemnat de studii şi cercetări [2], [3], [4], [5] cu privire la influenţa parametrilor de funcţionare a instalaţiei asupra factorilor metalurgici ai topirii şi solidificării, totuşi sînt încă multe probleme insuficient clarificate la acest procedeu, printre care şi comportarea unor elemente de aliere volatile, cum ar fi manganul.

Pierderile de mangan prin vaporizare la retopirea cu arc în vid

După cum este cunoscut [1], [6], manganul este un element cu tensiune ridicată de vapori (circa 40 torr la 1 600°C). Din figura 2 rezultă că tensiunea de vapori a manganului, chiar în soluţii relativ diluate (1% Mn), depăşeşte cu mult presiunea din spaţiul de topire (0,01 — — 0,001 torr). Este de aşteptat deci ca în condiţiile procedeului de retopire cu arc în vid să apară însemnate pierderi de mangan prin vaporizare şi deci o micşorare a concentraţiei în oţel.

În vederea studierii comportării manganului la topirea cu arc în vid s-au făcut la ICEM o serie de retopiri [7], [8], într-o instalaţie experimentală de tip Heraeus L 200 h, de 35 kg capacitate maximă (fig. 3). Au fost retopite oţeluri moi (0,03 — 0,06% C) cu diferite conţinuturi de mangan (0,3 — 5%) elaborate în prealabil într-un cuptor cu inducţie. Lingourile au fost forjate şi apoi prelucrate la strung în bare de 37 şi 61 mm diametru. Presiunea de regim în spaţiul de lucru a fost de 0,001 torr. S-au utilizat intensităţi diferite de curent, de la 1,4 la2,5 kA. În cursul unei topiri intensitatea curentului a fost menţinută constantă.

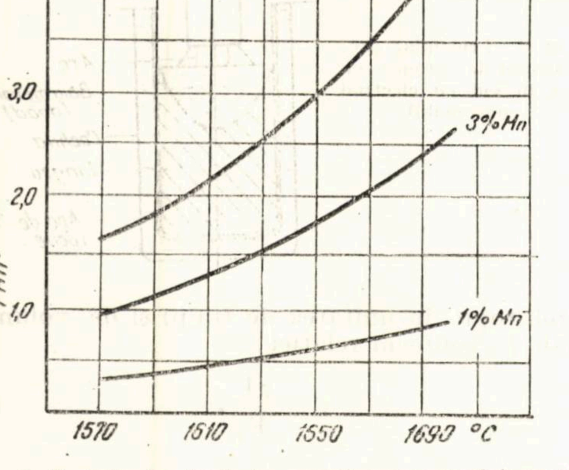


Fig. 2. Variaţia tensiunii de vapori a manganului pentru diferite soluţii.

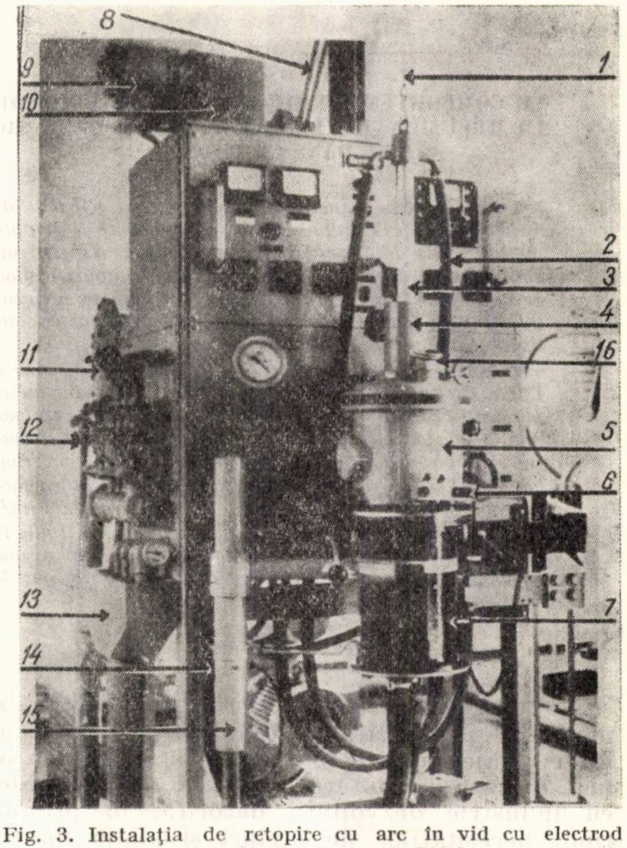


Fig. 3. Instalaţia de retopire cu arc în vid cu electrod consumabil tip Heraeus L 200 h :
1 — cablu de suspensie; *2* — aducţiune de apă; *3* — portelectrod; *4* — ghidajul etanş pentru portelectrod; *5* — camera de vid; *6* — butonii de comandă; *7* — cristalizor răcit; *8* — lanţ de antrenare; *9* — motor electric; *10* — dispozitiv de antrenare; *11* — pompa Roots; *12* — robinete de apă; *13* — pîlnia pentru apa de răcire; *14* — pompa de vid; *15* — dispozitiv hidraulic; *16* — fereastra de vizitare.

O parte din vaporii metalici degajaţi din baie este absorbită de pompele de vid; cea mai mare parte însă se condensează pe pereţii reci ai cristalizorului şi, împreună cu stropii împroşcaţi sub acţiunea arcului electric, formează o peliculă subţire bogată în mangan.

S-au luat probe pentru analiza chimică din lingou (după îndepărtarea prealabilă a stratului superficial), din electrod şi din peliculă (fig. 4). Pe baza acestor date s-au calculat pierderile de mangan prin vaporizare. În tabelele 1 şi 2, precum şi în figura 5 sînt arătate rezultatele determinărilor efectuate.

Se constată că, o dată cu creşterea vitezei de topire, pierderile prin vaporizare scad. La o aceeaşi viteză de topire pierderile sînt cu atît mai mari, cu cît este mai ridicată intensitatea curentului.

Cercetările teoretice şi determinările experimentale [7], [8] au scos în relief faptul că între pierderea relativă de mangan prin vaporizare R şi factorii de care depinde (viteza de topire V_T şi intensitatea curentului I) există o relaţie exponenţială de forma :

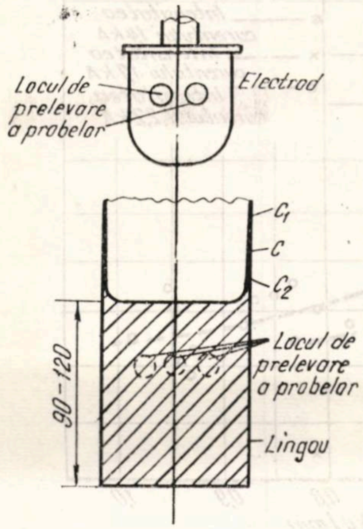


Fig. 4. Locul de prelevare a probelor pentru analiza chimică din lingou, din electrod şi din peliculă.

$$\% R = 100 \frac{\mathrm{Mn}\,(\text{iniţial}) - \mathrm{Mn}\,(\text{final})}{\mathrm{Mn}\,(\text{iniţial})} =$$

$$= 100\,(1 - e^{-\frac{c\,d^2 I}{V_T - a}}), \qquad (3)$$

în care d este diametrul cristalizorului, iar c şi a sînt coeficienţii care depind de caracteristicile constructive ale instalaţiei. În condiţiile retopirii în instalaţia experimentală de la ICEM s-a găsit $c = 0{,}0006$ şi $a = 0{,}3$, pentru $d = 80$ mm, iar pentru $d = 105$ mm, $c = 0{,}00045$ şi $a = 0{,}3$.

Forma exponenţială a relaţiei dovedeşte că fenomenul are un caracter cinetic asemănător unei reacţii de ordinul întîi [8], [9]. Trebuie de menţionat însă (rezultă şi din tabela 1) că, o dată cu creşterea conţinutului de mangan al oţelului, viteza de topire se micşorează (probabil din cauza modificării proprietăţilor termice şi electrice ale oţelului).

În tabela 3 se compară valorile pierderilor relative prin vaporizare, calculate pe baza relaţiei 3, şi valorile medii, stabilite experimental.

Concordanţa dintre cele două grupe de valori este destul de bună în special pentru cazul

Tabela 1

Conţinutul de Mn, %		Intensitatea curentului, kA	Viteza de topire, kg/min	Pierderi prin vaporizare R,%
Iniţial	După retopire			
		$d = 80$ mm		
0,31	0,25	1,4	0,495	19,3
0,39	0,32	1,4	0,516	18,3
0,39	0,31	1,7	0,680	20,5
0,54	0,53	1,7	0,810	1,9
0,54	0,53	1,7	0,870	1,9
0,39	0,33	2,2	0,945	15,3
0,39	0,33	2,2	0,945	15,3
1,00	0,84	1,4	0,497	16,0
1,00	0,83	1,4	0,485	17,0
1,12	0,90	1,4	0,473	19,6
1,28	0,97	1,4	0,555	24,2
1,29	1,03	1,4	0,571	20,2
1,05	0,90	1,7	0,668	14,3
1,04	0,97	1,7	0,731	10,6
1,04	0,93	1,7	0,710	10,6
1,03	0,89	2,2	0,878	13,6
1,02	0,90	2,2	0,835	11,8
1,13	0,96	2,2	0,926	11,0
1,29	1,13	2,2	0,985	12,4
1,29	1,16	2,2	0,935	10,1
1,99	1,57	1,4	0,560	21,1
2,14	1,64	1,4	0,555	23,4
1,98	1,62	2,2	0,962	18,1
2,10	1,90	2,2	0,930	9,5
2,87	1,78	1,4	0,420	38,0
2,87	1,89	1,4	0,356	34,1
2,90	1,93	1,4	0,478	33,5
3,12	2,19	1,4	0,450	29,8
3,12	2,15	1,4	0,406	31,1
3,02	2,50	1,7	0,638	17,2
3,23	2,51	1,7	0,618	22,2
3,20	2,60	1,7	0,538	18,7
2,86	2,43	2,2	0,810	15,0
3,20	2,62	2,2	0,836	18,1
3,07	2,66	2,2	0,785	13,4
3,10	2,60	2,2	0,870	16,1
4,63	3,80	1,7	0,556	18,0
4,75	3,62	1,7	0,591	23,5
5,17	3,92	1,7	0,578	24,1
		$d = 105$ mm		
0,93	0,64	1,7	0,613	31,2
0,98	0,66	1,7	0,607	32,7
0,88	0,75	2,5	1,001	14,8
0,98	0,77	2,5	1,053	21,4
3,10	2,04	1,7	0,460	34,2
3,09	2,01	1,7	0,515	35,0
3,06	2,36	2,5	0,793	22,8
3,09	2,61	2,5	0,875	15,6

retopirii în cristalizorul cu diametrul de 80 mm pentru care s-a dispus de date experimentale suficiente.

complet, diferenţele de compoziţie dintre electrod şi lingou fiind în cîmpul de abateri admisibile ale analizelor chimice.

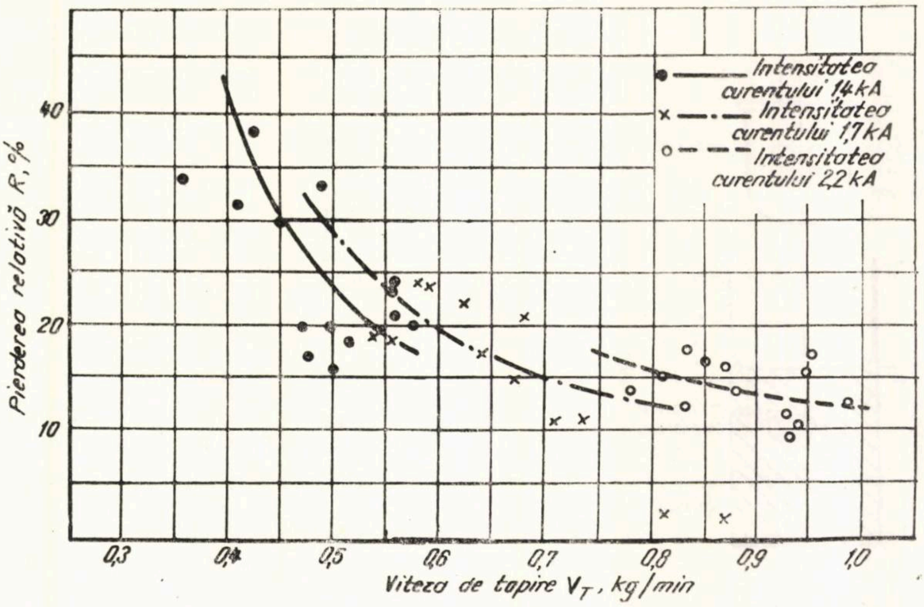


Fig. 5. Influenţa vitezei de topire asupra pierderilor de mangan prin vaporizare.

Tabela 2

Diametrul cristalizorului, mm	Intensitatea curentului, kA	Viteza de topire, kg/min	Conţinutul de Mn al electrodului, %	Locul de prelevare a probei	Conţinutul de Mn al peliculei, %
80	1,7	0,668	1,05	Intermediar (C)	6,82
80	1,7	0,731	1,04	Superior (C_1)	16,71
				Inferior (C_2)	2,11
80	1,7	0,618	3,23	Intermediar (C)	7,39
80	1,7	0,538	3,20	Superior (C_1)	22,34
80	1,7	0,556	4,63	Superior (C_1)	33,17
80	1,7	0,591	4,75	Inferior (C_2) Intermediar (C)	8,62 22,41
80	2,2	0,935	1,29	Intermediar (C)	6,45
80	1,4	0,555	1,28	Intermediar (C)	16,6
80	1,4	0,450	3,12	Intermediar (C)	16,95
80	1,4	0,497	1,00	Probele luate de-a lungul peliculei de sus în jos	8,55 7,30 4,48 2,52 1,82
105	1,7	0,460	3,10	Superior	40,77
105	2,5	0,875	3,00	Superior	27,92

După cum s-a arătat, experimentările s-au făcut la o presiune în spaţiul de lucru de 0,001 torr. Este de aşteptat ca prin mărirea presiunii pierderile de mangan să se diminueze. Pentru a verifica aceasta [8] s-au făcut şase retopiri la instalaţia menţionată mai sus, în atmosferă de argon (25 şi 75 torr). În aceste condiţii pierderile prin vaporizare au dispărut aproape

Tabela 3

Conţinutul iniţial de mangan, %	Intensitatea curentului, kA	Viteza de topire, kg/min	Pierderea relativă prin vaporizare R, %	
			Calculată*	Determinată experimental (valori medii)
		$d = 80$ mm		
4,9	1,7	0,575	21,1	22,1
3	2,2	0,825	14,9	15,7
	1,7	0,585	20,4	19,4
	1,4	0,435	32,9	33,3
2	2,2	0,948	12,2	13,7
	1,4	0,556	19,0	21,8
1	2,2	0,920	12,7	12,3
	1,7	0,700	15,1	10,5
	1,4	0,516	21,9	19,7
		$d = 105$ mm		
3	2,5	0,834	20,8	19,2
	1,7	0,487	36,4	34,6
1	2,5	1,027	16,7	18,1
	1,7	0,610	24,0	31,9

* Pentru $d = 80$ mm % $R = 100\left(1 - e^{-\frac{0,0006\, d^2 I}{V_T - 0,3}}\right)$;

pentru $d = 105$ mm, % $R = 100\left(1' - e^{-\frac{0,00045\, d^2 I}{V_T - 0,3}}\right)$.

Unele considerente asupra mecanismului vaporizării manganului

Analizînd fenomenele care au loc la vaporizarea unei substanţe dizolvate se constată că ele pot fi subîmpărţite într-o serie de procese parţiale [9], [10], [11]: deplasarea atomilor în interiorul lichidului spre suprafaţa de vaporizare; traversarea stratului superficial lichid din vecinătatea limitei de fază lichid-gaz; desprinderea atomilor de suprafaţa de separaţie lichid-gaz; deplasarea în fază gazoasă; condensarea.

Dacă substanţa dizolvată are o tensiune de vapori mult mai mare decît solventul (cum este cazul manganului dizolvat în fier) se vor degaja mult mai mulţi atomi de mangan decît pot fi înlocuiţi prin deplasarea lor din interior înspre suprafaţă, deplasare care în vecinătatea limitei de fază se face prin difuziune. La suprafaţa de vaporizare concentraţia de mangan va fi deci mai mică decît în interiorul băii.

Trecerea de la concentraţia superficială N^{s}_{Mn} la concentraţia medie a băii N^{m}_{Mn} se face treptat, de la suprafaţă spre interior. Grosimea stratului superficial δ_{Mn}, în care are loc această trecere, se poate evalua cu ajutorul legii I a lui Fick (traversarea stratului se face prin difuziune).

Pentru condiţiile de retopire cu arc în vid valoarea lui δ_{Mn} (cm) poate fi calculată cu ajutorul relaţiei [8]:

$$\delta_{Mn} = \frac{60\,SD\,\rho}{(V_T - a)} \cdot \frac{(N^{m}_{Mn} - N^{s}_{Mn})}{(N^{i}_{Mn} - N^{m}_{Mn})}, \qquad (4)$$

în care:

S este suprafaţa băii, cm^2;
N^{i}_{Mn} — concentraţia iniţială de mangan (a electrodului), exprimată în fracţii molare;
D — coeficientul de difuziune a manganului ($1{,}2 \times 10^{-4}$ cm^2/s);

restul simbolurilor au semnificaţia din formulele precedente.

S-au găsit, pentru grosimea stratului superficial, la retopirea oţelului cu arc în vid, valori de ordinul 0,02 — 0,05 cm.

Concentraţia manganului la suprafaţa băii poate fi stabilită pe baza vitezei de vaporizare, exprimată prin formula lui I. Langmuir. Cercetările au arătat [8] că raportul dintre concentraţia superficială N^{s}_{Mn} şi cea din interior N^{m}_{Mn} poate fi evaluată cu ajutorul relaţiei:

$$\frac{N^{s}_{Mn}}{N^{m}_{Mn}} = \frac{1}{1 + \dfrac{5{,}83 \cdot 10^{-2} \cdot p^{0}_{Mn} \delta_{Mn} \sqrt{M_{Mn} : T_S}}{D\rho}}, \qquad (5)$$

în care:

p^{0}_{Mn} este tensiunea de vapori a manganului pur în torr;
M_{Mn} — greutatea sa atomică;
T_s — temperatura superficială a băii de oţel.

Cercetările teoretice au dus la concluzia că raportul $N^{s}_{Mn} : N^{m}_{Mn}$ este cuprins în limite restrînse dacă temperatura nu se modifică sensibil [8], [10], [11], [12]. Pentru oţelurile cu conţinut de mangan între 1 şi 5%, valoarea acestui raport a fost găsită de 0,07 — 0,1, adică la suprafaţa de vaporizare concentraţia manganului este de 10 — 12 ori mai mică decît în interiorul băii (tabela 4 şi fig. 6).

Tabela 4

Nr. de incercări	Conţinutul iniţial N^{i}_{Mn} 10^{-2}	Pierderea medie prin vaporizare, %	Conţinutul final N^{m}_{Mn} 10^{-2}	Intensitatea curentului, kA	Viteza de topire V_T kg/min	Conţinutul de Mn superficial $N^{S}_{Mn} \cdot 10^{-3}$	Raportul $N^{S}_{Mn} : N^{m}_{Mn}$
			d = 80 mm				
2	0,355	18,6	0,290	1,4	0,506	0,193	0,067
3	0,355	18,0	0,296	1,7	0,787	0,220	0,074
2	0,350	16,0	0,295	2,2	0,885	0,316	0,107
5	1,155	19,7	0,931	1,4	0,516	0,725	0,078
3	1,058	10,5	0,948	1,7	0,705	0,478	0,050
5	1,167	12,3	1,015	2,2	0,910	0,862	0,085
2	2,09	21,8	1,64	1,4	0,556	1,635	0,100
2	2,07	13,7	1,80	2,2	0,948	1,730	0,096
5	3,02	33,3	2,02	1,4	0,435	2,540	0,126
3	3,20	19,4	2,57	1,7	0,598	2,270	0,088
4	3,10	15,7	2,61	2,2	0,825	2,540	0,098
3	4,92	22,1	3,83	1,7	0,575	3,920	0,102
			d = 105 mm				
2	0,965	31,9	0,665	1,7	0,610	0,687	0,103
2	0,945	18,1	0,775	2,5	1,027	0,602	0,078
2	3,150	34,6	2,05	1,7	0,487	1,580	0,077
2	3,120	19,2	2,51	2,5	0,834	1,605	0,064

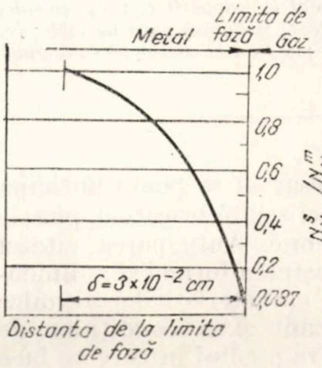


Fig. 6. Variaţia concentraţiei manganului la suprafaţa de vaporizare.

Concluzii

La procedeele de retopire a oţelului în vid înaintat şi deci şi la retopirea cu arc în vid, pierderile de mangan prin vaporizare sînt însemnate şi se explică prin tensiunea ridicată de vapori a manganului, chiar în soluţie diluată, comparativ cu presiunea totală din spaţiul de lucru. Alimentarea suprafeţei de vaporizare cu atomi de mangan din interior, prin difuziune, frînează vaporizarea şi limitează fenomenul la un strat superficial subţire, care are un conţinut de mangan sensibil mai mic decît restul băii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Apa L. Metalurgia, nr. 4, 1968, p. 211—219.
[2] Bunghardt K. şi Trömmel K. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 8, 1964.
[3] Sperner F. şi Person G. Stahl und Eisen, nr. 16, 1962.
[4] Briggs B. L. şi colab. Revue de Métallurgie, nr. 12, 1963.
[5] Beliamcikov — Grigoraş — Panov. Izv. Vîs. Zav. Ciornaia Metallurghia, nr. 2, 1960.
[6] Kubascheaski E. şi Evans G. B. *Alcock. Metallurgical Thermochemistry* (pergamon Press), p. 411.
[7] Apa L. Comunicare la cea de-a 9-a sesiune de comunicări ştiinţifice a ICEM (1967).
[8] Apa L. Comunicare la cea de-a 11-a sesiune de comunicări ştiinţifice a ICEM (1969).
[9] Schenck H. şi Domalsky H. H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 11, 1961.
[10] Ward R. G. Journal Iron and Steel Inst., nr. 1, 1963.
[11] Thiel H. şi Schulz W. D. Neue Hütte, nr. 10, 1967.
[12] Ohno R. şi Ishida T. The Iron and Steel Inst. nr. 9, 1968.

Interpretarea curbelor de răcire a metalelor

Ing. M. RIZA, ing. B. RUSU şi fiz. B. BENDE

Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 621.565.94

L'INTERPRÉTATION DES COURBES DE REFROIDISSEMENT DES MÉTAUX

En partant de l'hypothèse que les diagrammes de refroidissement reflètent le processus de transmission de la chaleur du corps qui se refroidit au milieu dans lequel il se refroidit, on a déterminé les coefficients de l'équation exponentielle de refroidissement. On a tracé les diagrammes d'après des éprouvettes en acier eutectoïde, sur lesquelles on a collé les thermocouples en fer constantan.

Etant donné que le coefficient d'échange de chaleur entre le corps qui se refroidit et le milieu dans lequel il se refroidit ne se modifie pas pendant la transformation eutectique, la vérification des déterminations pratiques a été effectuée en comparant les rapports $c_L : c_p$ calculés en se basant sur les valeurs indiquées dans les tableaux, avec le coefficient établi par l'interprétation des diagrammes de refroidissement.

METAL COOLING CURVE INTERPRETATION

Starting from the hypothesis that cooling curves reflect the heat transfer from the body which cools towards the medium in which cooling takes place, coefficients for the exponential cooling equation were determined. Diagram plotting was performed on eutectoid steel samples, on which iron-constantan thermocouples were soldered.

As the heat exchange coefficient between the cooling body and the medium in which cooling takes place does not vary during the eutectoid transformation, checking-up of actual estimations was performed by comparison of the $c_L : c_P$ ratio calculated from table values, with the one obtained from the cooling curves.

În practică este necesar să se poată anticipa viteza cu care se vor răci semifabricatele, piesele sau sculele tratate termic. Anticiparea vitezei de răcire impune cunoaşterea formei şi a dimensiunilor produsului, a caracteristicilor termice ale materialului, precum şi a condiţiilor de transfer de căldură către mediul în care se face răcirea. Deşi caracteristicile termice ale materialelor sînt date în tabele, încadrarea compoziţiei chimice reale a materialului piesei într-una din situaţiile cunoscute este greu de făcut. De asemenea, determinarea caracteristicilor termice ale materialelor metalice impune, în general, utilizarea unei aparaturi calorimetrice. Condiţiile de transfer de căldură, între piesă şi mediul în care se face răcirea, sînt determinate în principal de suprafaţa piesei şi de calitatea mediului.

Deşi există metode pentru determinarea capacităţii de absorbţie a căldurii de către diferite medii, acestea dau numai valori comparative în raport cu un mediu etalon. Astfel, necunoaşterea valorii numerice a coeficientului de schimb de căldură permite determinarea vitezei de răcire numai în mod orientativ.

În această lucrare este prezentată o metodă care permite determinarea caracteristicilor termice ale materialului (puncte de transformare, căldură specifică, energii de transformare) şi ale coeficientului de transfer de căldură din curbele de răcire (curba temperatură – timp).

Se consideră că produsul care se răceşte are coeficientul de schimb de căldură prin convecţie constant.

În acest caz este valabilă relaţia :

$$dQ = -\left[\sigma T^4 - \sigma T_0^4 + (T - T_0)\,\alpha\right] S\,dt$$

unde :

dQ reprezintă căldura cedată de corp mediului în intervalul de timp dt, kcal ;

σ — constanta lui Stephan-Boltzmann, kcal/m² · °K⁴ ;

S — suprafaţa piesei, m² ;

T — temperatura corpului, °K ;

T_0 — temperatura mediului înconjurător, °K ;

α — coeficientul de transfer de căldură prin convecţie, kcal/°K · m².

Pe de altă parte căldura cedată mediului răcitor este :

$$dQ = m\,c_p\,dT$$

unde :

m este masa piesei, kg ;

c_p — căldura specifică, kcal/kg °K.

Se obţine :

$$mc_p dT = -\left[\sigma T^4 - \sigma T_0^4 + (T - T_0)\,\alpha\right] S\,dt$$

Pentru răciri intense (valoarea mare a lui α) în bună aproximaţie se poate neglija căldura cedată prin radiaţie şi se obţine :

$$\frac{d\,(T - T_0)}{T - T_0} = -\frac{S\alpha}{mc_p}\,dt$$

Integrînd se obţine:

$$T = T_0 + (T_1 - T_0)\, exp\left(-\frac{S}{mc_p}t\right), \quad (1)$$

unde:

T_1 este temperatura piesei la momentul $t = 0$.

Se notează:

$$\lambda = \frac{S\alpha}{mc_p}.$$

Pentru determinarea ecuaţiei unei curbe de răcire trasată în mod practic coeficientul λ se determină din:

$$\lambda = \frac{1}{\Delta t} \ln \frac{T_2 - T_0}{T_3 - T_0} = 2{,}31 \frac{1}{\Delta t} \lg \frac{T_2 - T_0}{T_3 - T_0}, \quad (2)$$

unde:

T_2 reprezintă temperatura la momentul b_2;
T_3 — temperatura la momentul b_3;
$b_2 - b_3$ — Δt, s.

Din valoarea lui λ determinată experimental se poate calcula coeficientul de transfer de căldură cunoscînd masa, suprafaţa şi căldura specifică a metalului.

Prima verificare a aplicabilităţii expresiei (1) s-a făcut printr-o serie de experienţe în care s-a determinat raportul dintre energia de transformare şi căldura specifică, utilizînd numai curba de răcire.

Experienţele s-au făcut pe eşantioane de oţel eutectoid (B 85) cu diametrul de 10 mm şi lungimea de 300 mm. Pentru trasarea curbelor de răcire pe suprafaţa probelor s-au lipit termocupluri fier constantan. Temperatura probelor a fost înregistrată de un compensograf tip MAW. Probele au fost încălzite pentru austenitizare la 850°C după care au fost răcite cu viteze diferite. Pe banda înregistratorului s-a trasat, în mod automat, curba de răcire (temperatură-timp) (fig. 1).

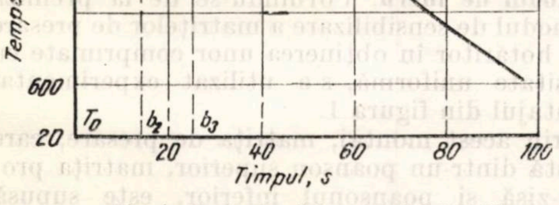


Fig. 1. Curba de răcire a oţelului B 85.

Folosind diferite medii de răcire s-a explorat o gamă de viteze de răcire cuprinsă între 70 şi 5°C/s.

S-a considerat că în timpul unei transformări eutectoide (marcată pe curbă printr-un palier) cantitatea de căldură cedată de metal în unitate de timp pe porţiunea exponenţială a curbei de răcire este egală cu cantitatea de căldură cedată în timpul transformării. În acest caz

$$Q = mc_L,$$

unde:

Q este căldura de transformare;
c_L — căldura specifică de transformare.

Pe de altă parte:

$$Q = \alpha S (T_a - T_0)\, l,$$

de unde:

$$mc_L = \alpha S (T_a - T_0)\, l$$

$$c_L : c_p = \frac{\alpha S}{mc_p}(T_a - T_0)\, l = \lambda (T_a - T_0)\, l,$$

în care:

l este durata palierului, s;

T_a — temperatura de transformare;

T_0 — temperatura mediului răcitor.

λ se determină din porţiunea exponenţială a curbei după (2) într-un punct apropiat de temperatura de transformare.

În tabela 1 sînt date durata transformării l, temperatura de transformare T_a, λ calculat şi raportul $c_L : c_p$, determinate pe diagrama de răcire trasată experimental.

Tabela 1

T_a, °C	λ, s^{-1}	l, s	$c_L : c_p$
715	$7{,}195 \cdot 10^{-3}$	29	145
680	$14{,}39 \cdot 10^{-3}$	16	146
680	$19{,}7 \cdot 10^{-3}$	11	138
640	$37{,}2 \cdot 10^{-3}$	6,5	142
660	$17{,}3 \cdot 10^{-3}$	12	133
670	$19{,}8 \cdot 10^{-3}$	11	142
690	$10{,}78 \cdot 10^{-3}$	20	144

Raportul $c_L : c_p$ calculat din valorile acestor mărimi (indicate în tabele) este de 141. Întrucît experimental s-au obţinut valori cuprinse între 145 şi 133, este evident că metoda reprezintă o aproximaţie bună a mecanismului de răcire.

Cercetări experimentale privind presarea la rece a pulberilor de fier sub acţiunea oscilaţiilor ultrasonice

Ing. AURELIA PROTOPOPESCU, ing. O. DRĂGAN, ing. FLORENTINA OLTEANU şi ing. D. CIOVICĂ
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.1 – 492.2 : 621.762.4.06

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES CONCERNANT LE PRESSAGE À FROID DES POUDRES DE FER SOUS L'ACTION DES OSCILLATIONS ULTRASONIQUES

Etant donné que la métalurgie des poudres s'affirme de plus en plus et que l'utilisation des oscillations ultrasoniques pour le pressage des poudres a comme effet l'amélioration des propriétés des produits, on a effectué une recherche comparative du pressage à froid des poudres de fer en utilisant l'action concomitente des ultrasons et sans l'action de ces derniers.

Les résultats expérimentaux ont démontré que :

— dans le cas ou l'on presse les comprimés à poids constant, à des pressions variables ($h : d = 1,2 - 1,6$), *l'action des ultrasons mène à un accroissement de la densité, de plus de 6 % lors des petites pressions (au-dessous de 1* tf/cm^2) *et de 1,6 % lors des pressions élevées(2,4* tf/cm^2).

— L'augmentation des amplitudes des oscillations ultrasoniques mène à un accroissement de la densité des comprimés.

— L'accroissement de la densité des comprimés pressés à une pression constante ($p = 0,95$ tf/cm^2) *sous l'action des ultrasons, varie beaucoup en rapport avec la hauteur relative de ces derniers. Ainsi, en partant d'un accroissement de la densité, de 6 %, obtenu pour* $h : d = 1$, *on arrive à un accroissement de 18 % pour* $h : d = 3$.

— La compactité meilleure des comprimés pressés sous l'action des ultrasons peut être due à : la reduction des frictions entre les particules et les parois de la matrice de pressage ; l'élimination plus intense des gazes qui adhérent à la surface des particules ; un nouvel arrangement des particules pendant le pressage ; l'apparition des phénomènes de diffusion en phase solide grâce à la chaleur dégagée par l'action des ultrasons.

EXPERIMENTAL INVESTIGATIONS REGARDING COLD PRESSING OF IRON POWDER UNDER THE ACTION OF ULTRASONICS OSCILLATIONS

Powder metallurgy becoming more and more conspicuous, and utilization of ultrasonic oscillations for metallic powder pressing leading to better properties of the obtained materials, a comparative investigation was performed on cold pressing of iron powder with simultaneous action of ultrasonics and without.

Results of investigations emphasized that :

— when pressing pieces with high constant weight at variable pressure ($h : d = 1.2 - 1.6$), *action of ultrasonics leads to an increase in density of more than 6 % for low pressures (under 1* tf/cm^2) *and of 1.6 % for high pressures (2.4* tf/cm^2) *;*

— increase in ultrasonic oscillation amplitude leads to an increase in density of compressed parts ;

— increase in density of compressed parts at constant pressure ($p = 0.95$ tf/cm^2) *under the action of ultrasonics, varies widely with their relative height. Thus, from an increase in density of 6 % for a* $h : d = 1$ *ratio, an increase of 18 % is attained for a* $h : d = 3$ *ratio.*

Improved compactness obtained by pressing under ultrasonic action may be explained by : reduction of friction between particles and the walls of the friction mould ; improved removal of gases adhering to the surface of the particles ; rearrangement of particles during pressing ; difusion phenomena in solid phase. due to the heat which evolves through ultrasonic action.

În ultimii ani, metalurgia pulberilor se afirmă tot mai vizibil datorită utilizării pe scară din ce în ce mai largă a pieselor profilate cu caracteristici fizico-mecanice ridicate.

Utilizarea oscilaţiilor ultrasonice la presarea pulberilor metalice are ca efect îmbunătăţirea proprietăţilor acestora.

În literatură se menţionează, în acest sens, unele rezultate [1], [2]. Astfel, în lucrările lui E. Lehfeldt se arată că densitatea comprimatelor poate fi mărită, îmbunătăţindu-se concomitent omogenitatea şi precizia profilului corpului presat. După V. R. Pokrîşev şi V. I. Marcenko, în unele cazuri de presare la cald s-a constatat că temperatura poate fi micşorată cu 15 — 20 % dacă se utilizează în condiţii similare oscilaţii ultrasonice. Din aceste lucrări cît şi din altele [3] rezultă că posibilităţile de utilizare a ultrasunetelor în metalurgia pulberilor sînt promiţătoare.

În cele ce urmează se prezintă unele rezultate obţinute la Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti, în cazul sensibilizării matriţelor de presare de la o sursă de energie mare, concomitent cu presarea la rece a pulberilor de fier.

Modul de lucru. Pornindu-se de la premiza că modul de sensibilizare a matriţelor de presare este hotărîtor în obţinerea unor comprimate cu densitate uniformă, s-a utilizat experimental montajul din figura 1.

Prin acest montaj, matriţa de presare, care constă dintr-un poanson superior, matriţa propriu-zisă şi poansonul inferior, este supusă acţiunii oscilaţiilor de frecvenţă ridicată, după schema reprezentată în figura 2.

Aşa cum se observă în figura 2, lungimea poansonului superior este un multiplu de jumătate de lungime de undă a oscilaţiei ultrasonice. Frecvenţa energiei ultrasonice utilizată a

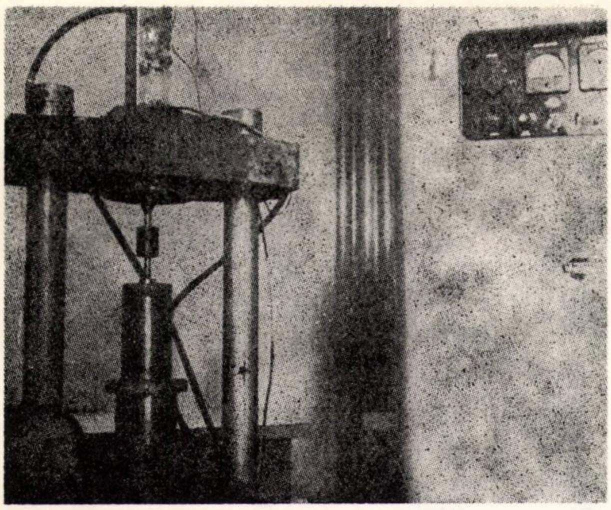


Fig. 1. Vedere de ansamblu a instalației de presare la rece a pulberilor metalice sub acțiunea oscilațiilor ultrasonice.

fost de 22 kHz. S-a folosit o presă de 20 tf. P_0 este forța de presare dezvoltată de presă, iar P_1, reacțiunea ce se creează în poansonul superior.

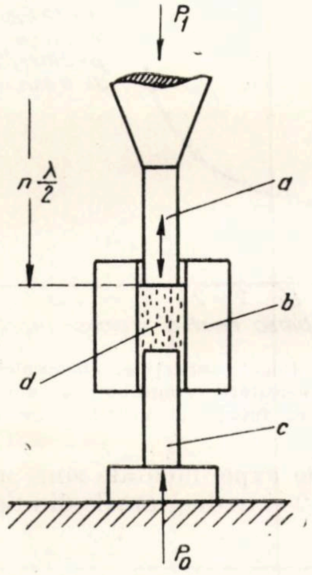


Fig. 2. Schema matriței de presare a pulberilor metalice sub acțiunea oscilațiilor ultrasonice :

a — poanson superior ; b — corpul matriței ; c — poanson inferior ; d — pulbere de fier.

Matrița de presare sensibilizată după modul prezentat în figura 2 s-a montat într-o presă (fig. 3).

Oscilațiile ultrasonice se transmit poansonului superior al matriței de presare, prin intermediul unui emițător ultrasonic magnetostrictiv răcit cu apă. Pentru a se realiza un transfer optim de energie, prinderea poansonului superior în jugul presei s-a efectuat în nodul oscilației (mișcării).

Forța de presare P_0 acționează asupra poansonului inferior și este dezvoltată de presă, presiunea fiind produsă de pompa hidraulică și măsurată de manometru.

Emițătorul magnetostrictiv se alimentează de la un generator de oscilații electrice cu frecvența variabilă, continuu, în gama 10 — 30 kHz și cu puterea maximă de ieșire de 2 000 W.

Amplitudinile de oscilație longitudinală ale poansonului superior s-au măsurat cu o sondă piezoelectrică cu vîrf de contact, fiind indicate pe ecranul unui osciloscop. Etalonarea sondei piezoelectrice cu vîrf de contact s-a efectuat cu ajutorul microscopului.

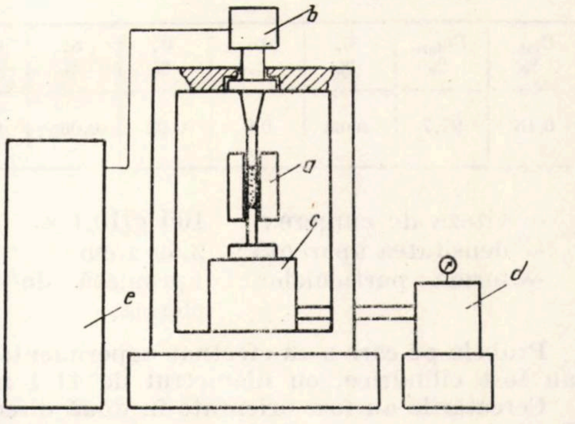


Fig. 3. Schema instalației de presare la rece a pulberilor metalice sub acțiunea oscilațiilor ultrasonice :

a — matriță de presare ; b — emițător ultrasonic magnetostrictiv ; c — presă ; d — pompă hidraulică ; e — generator de oscilații electrice .

Rezultate experimentale

Experimentările preliminare au arătat că factorul hotărîtor în obținerea unor rezultate favorabile este valoarea amplitudinii de oscilație. În acest sens s-au efectuat încercări de presare a pulberilor de fier la trei amplitudini de oscilație a poansonului superior : 4 μm ; 8 μm și 15 μm.

Măsurările efectuate asupra probelor au arătat că efectul oscilațiilor ultrasonice asupra caracteristicilor comprimatelor presate la rece, în cazul amplitudinilor de oscilație de 4 μm, este foarte scăzut. În cazul amplitudinilor de oscilație de 8 μm, efectul este mai pronunțat, fiind foarte vizibil la o amplitudine de oscilație a poansonului superior de 15 μm.

În această situație toate experimentările s-au efectuat la o amplitudine de oscilație a poansonului superior de 15 μm, frecvența proprie de rezonanță a sistemului fiind de 22 kHz.

Pulberea de fier folosită la experimentări a fost cea de tip RZ, atomizată, cu următoarele caracteristici tehnice :

— analiza granulometrică

Mărimea ochiurilor sitei, mm		−0,10	−0,09	−0,08	−0,07	−0,06	
	+0,10	+0,09	+0,08	+0,07	+0,06	—	Total, %
G, %	2,0	7,5	18,0	6,5	1,0	65,0	100

— analiza chimică

C_{tot}, %	Fe_{tot}, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %	O_2, %
0,13	97,7	urme	0,6	0,02	0,008	0,7

— viteza de curgere : 100 g/10,1 s
— densitatea aparentă : 2,59 g/cm³
— forma particulelor : apropiată de cea sferică.

Probele pe care s-au efectuat experimentările au fost cilindrice, cu diametrul de 11,4 mm.

Cercetările au fost orientate în două direcţii. Pe de o parte menţinîndu-se constantă greutatea probelor s-a urmărit influenţa oscilaţiilor ultrasonice asupra comprimatelor a căror înălţime raportată la diametru este în jurul raportului optim ($h : d \leqslant 1$), variindu-se presiunea de lucru. Pe de altă parte, menţinîndu-se constantă presiunea de lucru, s-a studiat influenţa ultrasunetelor asupra comprimatelor a căror înălţime relativă, raportată la diametru, depăşeşte cu mult raportul optim (deci greutatea comprimatelor a fost variabilă).

Acest din urmă caz are mare importanţă practică deoarece este cunoscut faptul că presarea pulberilor metalice în comprimate cu raportul $h : d > 1$ implică dificultăţi, peste anumite valori devenind chiar imposibilă.

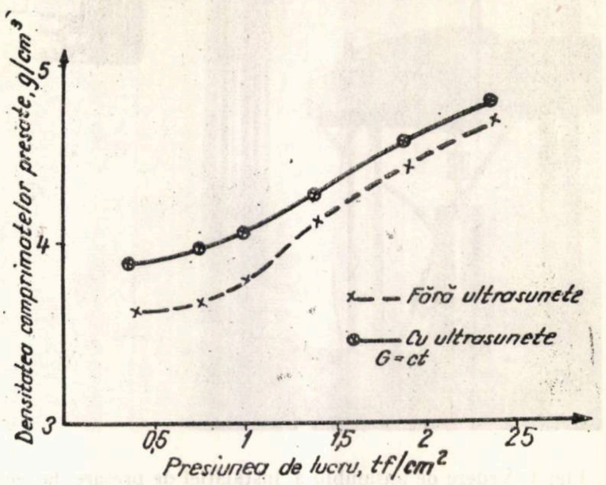


Fig. 4. Influenţa oscilaţiilor ultrasonice asupra presării pulberilor metalice la presiuni variabile ($G = ct$).

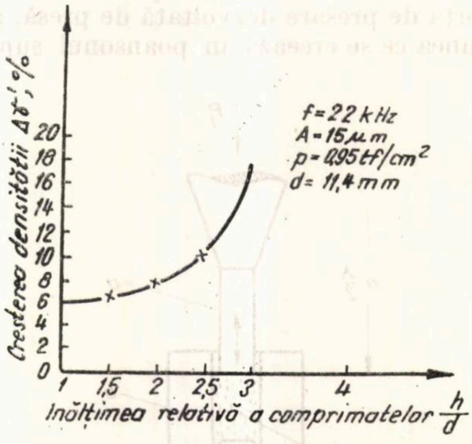


Fig. 5. Influenţa oscilaţiilor ultrasonice asupra creşterii densităţii comprimatelor din pulberi metalice în funcţie de înălţimea lor relativă.

Rezultatele experimentale sînt prezentate în tabelele 1 şi 2 şi în diagramele din figurile 4 şi 5.

*Tabela 1**

Nr. probei	Materialul	Presiunea de lucru, tf/cm²	Frecvenţa energiei ultrasonice, kHz	Amplitudinea de oscilaţie a poansonului superior, μm	γ, g/cm³	Δγ, %	Porozitatea, %
1	Pulbere de fier RZ	0,38	—	—	3,63		54
2	Pulbere de fier RZ	0,38	22	15	3,89	6,7	51
3	Pulbere de fier RZ	0,76	—	—	3,70		53
4	Pulbere de fier RZ	0,76	22	15	3,96	6,5	50
5	Pulbere de fier RZ	0,95	—	—	3,80		52
6	Pulbere de fier RZ	0,95	22	15	4,06	6,4	48
7	Pulbere de fier RZ	1,42	—	—	4,13		47
8	Pulbere de fier RZ	1,42	22	15	4,27	3,9	46
9	Pulbere de fier RZ	1,9	—	—	4,4		44
10	Pulbere de fier RZ	1,9	22	15	4,58	3,9	42
11	Pulbere de fier RZ	2,4	—	—	4,72		40
12	Pulbere de fier RZ	2,4	22	15	4,8	1,6	39

* $G = ct$; $h = 12 - 16$ mm.

În tabela 2, creşterile procentuale în densitate a comprimatelor s-au calculat cu formula:

$$\Delta\gamma'\,\% = \frac{\gamma' - \gamma}{\gamma} 100\,\% = \frac{\Delta\gamma'}{\gamma} 100\,\%, \qquad (1)$$

în care:

γ este densitatea comprimatelor presate fără influenţa ultrasunetelor;

γ' — densitatea comprimatelor presate sub influenţa ultrasunetelor.

*Tabela 2**

Nr. probelor	Materialul	Raportul, $h:d$	Creşterea densităţii comprimatelor, $\Delta\gamma'$, %
1'—1	Pulbere de fier RZ	1	6,02
2'—2	Pulbere de fier RZ	1,5	6,40
3'—3	Pulbere de fier RZ	2	8,05
4'—4	Pulbere de fier RZ	2,5	10,07
5'—5	Pulbere de fier RZ	3	18,03

* — frecvenţa energiei ultrasonice: $f = 22$ kHz; amplitudinea de oscilaţie a poansonului superior: $A = 15$ µm; presiunea de lucru: $p = 0{,}95$ tf/cm²; diametrul matriţei de presare: $d = 11{,}4$ mm.

Raportul $h:d$ se referă la comprimate elaborate în absenţa oscilaţiilor ultrasonice.

Interpretarea rezultatelor

În cazul presării comprimatelor de greutate constantă ($h:d = 1{,}2$—$1{,}6$).

— La presiuni mici, pînă la 1 tf/cm² (porozităţi mari de ordinul 50%), oscilaţiile ultrasonice influenţează pregnant procesul de presare al pulberilor metalice în sensul creşterii densităţii comprimatelor cu 6,4 — 6,7%;

— La presiuni mai mari, de ordinul 2,4 tf/cm², comprimatele presate sub acţiunea ultrasunetelor sînt numai cu circa 1,6% mai dense decît cele presate în aceleaşi condiţii dar fără influenţa oscilaţiilor ultrasonice (tabela 1, fig. 4).

În cazul presării comprimatelor a căror înălţime raportată la diametru depăşeşte cu mult valoarea optimă (G = variabil; p = ct), influenţa oscilaţiilor ultrasonice este mult mai mare decît asupra comprimatelor cu dimensiuni apropiate de valoarea optimă.

Astfel, de la o creştere a densităţii cu 6%, obţinută pentru $h:d = 1$, se ajunge la o creştere de 18% pentru $h:d = 3$.

Pentru a observa mai bine aceste fenomene se foloseşte relaţia lui K. Torkar [3], prin care se exprimă o legătură între presiunea din interiorul masei de presare şi frecarea pe peretele matriţei:

$$p_y = p_0\, e^{-8\frac{y}{d}\varkappa\mu} \qquad (2)$$

Conform cu aceasta presiunea scade exponenţial cu înălţimea de presare y; p_y reprezintă presiunea în secţiune la distanţa y de poansonul de presare; p_0 — presiunea exercitată de poanson; d — diametrul matriţei de presare; μ — coeficientul de frecare; χ — raportul dintre tensiunea de presare axială şi radială.

În acest caz, presiunea medie într-un comprimat cu înălţimea h este:

$$p = \frac{1}{h}\int_0^h p(y)\,dy = \frac{p_0 d}{8 h \varkappa\mu}\left(1 - e^{-8\frac{h}{d}\varkappa\mu}\right) \qquad (3)$$

Creşterea densităţii comprimatelor presate sub acţiunea oscilaţiilor ultrasonice se poate explica, în primul rînd, prin reducerea coeficientului de frecare, astfel încît presiunea medie aşa cum rezultă din relaţia (3) creşte.

Folosind tot relaţia (3) se poate explica, de asemenea, într-o mare măsură, de ce densitatea comprimatelor creşte o dată cu creşterea raportului $h:d$.

În acest caz dacă se consideră că presiunea medie într-un comprimat în cazul presării fără ultrasunete este p, iar sub influenţa oscilaţiilor ultrasonice este p', variaţia presiunii în funcţie de raportul $h:d$ se poate reprezenta ca în figura 6.

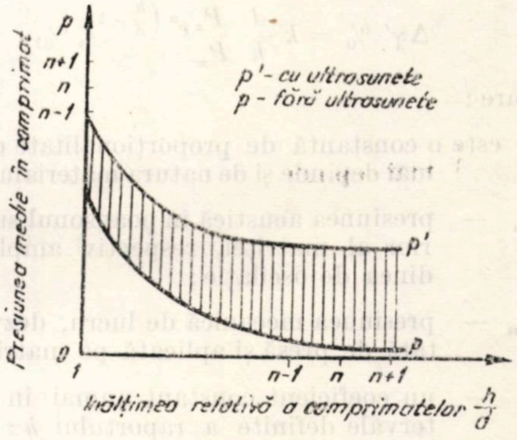


Fig. 6. Variaţia presiunii medii într-un comprimat în funcţie de înălţimea relativă.

Din diagrama din figura 6 se observă că, creşterea presiunii

$$\Delta p = p' - p \qquad (4)$$

creşte cu creşterea raportului $h:d$.

Acest fapt explică datele experimentale prin care s-a consemnat creşterea substanţială a densităţii comprimatelor presate sub influenţa oscilaţiilor ultrasonice, în funcţie de creşterea raportului $h:d$.

Se crede însă că, creşterea densităţii comprimatelor $\Delta\gamma'\%$ are loc nu numai datorită creşterii presiunii Δp, ci şi altor factori, ca: regruparea particulelor ce se află sub acţiunea simultană a forţelor de presare şi oscilaţiilor ultrasonice; intensificarea eliminării în timpul presării a gazelor (aerului) aderente la suprafaţa particulelor; încălzirii comprimatelor.

Se menţionează că presarea sub influenţa oscilaţiilor ultrasonice duce la o încălzire a comprimatelor cu circa 20 — 30°C faţă de presarea obişnuită. Acest lucru apare ca rezultat al disipării energiei ultrasonice şi transformării ei în căldură, precum şi regrupării particulelor în timpul presării. Se poate spune deci că în procesul presării sub acţiunea ultrasunetelor are loc un flux de difuzie prin punctele de contact ale particulelor.

Se produce astfel simultan cu presarea un început de sinterizare care are ca efect îmbunătăţirea proprietăţilor fizico-mecanice a produselor.

Din diagrama din figura 4 rezultă că, creşterea presiunii de lucru, aplicată prin intermediul poansonului superior, micşorează valoarea creşterii densităţii comprimatelor $\Delta\gamma'$. De asemenea, experimental rezultă că, creşterea amplitudinii de oscilaţie a poansonului superior duce la creşterea densităţii comprimatelor. În acest caz curba reprezentată în figura 5 se poate exprima prin relaţia:

$$\Delta\gamma'\ \% = k\,\frac{d}{h}\,\frac{P_a}{P_m}\,e^{\alpha\left(\frac{h}{d}-1\right)},\ \%, \qquad (5)$$

în care:

k este o constantă de proporţionalitate care mai depinde şi de natura materialului;

P_a — presiunea acustică în poansonul superior al matriţei, respectiv amplitudinea de oscilaţie;

P_m — presiunea mecanică de lucru, dezvoltată de presă şi aplicată pe matriţă;

α — un coeficient constant numai în intervale definite a raportului $h:d$ şi care depinde de condiţiile de lucru, inclusiv de parametrii ultrasonici.

Prin valorile ce le poate lua coeficientul α, curba reprezentată de ecuaţia (5) este diferită de alura unei curbe ce s-ar obţine prin reprezentarea ecuaţiei (4). Se confirmă astfel că, creşterea densităţii comprimatelor nu se datorează în mod exclusiv numai creşterii presiunii, ci şi altor factori.

În urma rezultatelor obţinute, autorii îşi propun continuarea cercetărilor privind influenţa oscilaţiilor ultrasonice asupra presării la cald a pulberilor metalice.

Concluzii

S-a efectuat o cercetare comparativă asupra presării la rece a pulberilor de fier cu acţiunea concomitentă a ultrasunetelor şi fără acţiunea acestora.

— În cazul presării comprimatelor cu greutatea constantă la presiuni variabile ($h:d = 1{,}2 - 1{,}6$), acţiunea ultrasunetelor duce la o creştere a densităţii cu peste 6% la presiuni mici (sub 1 tf/cm^2) şi cu 1,6% pentru presiuni mari (2,4 tf/cm^2).

— Creşterea amplitudinilor oscilaţiilor ultrasonice duce la creşterea densităţii comprimatelor.

— Creşterea densităţii comprimatelor presate la presiune constantă ($p = 0{,}95$ tf/cm^2) sub acţiunea ultrasunetelor variază mult cu înălţimea relativă a acestora. Astfel, de la o creştere a densităţii cu 6% obţinută pentru $h:d = 1$, se ajunge la o creştere cu 18% pentru $h:d = 3$. S-a căutat să se definească modul de influenţă a factorilor ce determină creşterea în densitate a comprimatelor.

— Compactizarea mai bună a comprimatelor presate sub acţiunea ultrasunetelor se poate explica prin:

— reducerea frecărilor între particule şi pereţii matriţei de presare;

— eliminarea mai intensă a gazelor aderente la suprafaţa particulelor;

— rearanjarea particulelor în timpul presării;

— apariţia fenomenelor de difuzie în fază solidă datorită căldurii ce se degajă prin acţiunea ultrasunetelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lehfeldt E. *Verdichten und Pressen von Metallpulvern mit übertagerten Ultraschallschwingungen.* Planseeberichte für Pulvermetallurgie, nr. 4, 1968, p. 263 — 276.

[2] Pohrîşev V. R. şi Marcenko V. I. *Vliianie ultrazvukovih kolebanii na proţess uplotneniia poroşka jeleza pri goriacem pressovanii.* Poroşkovaiia Metallurghiia, nr. 2, 1969, p. 30 — 33.

[3] Torkar K. Archiv Eisenhüttenwesen, 27, 1956, p. 285.

Termodinamica sistemului FeS—CH_4

Ing. M. IENCIU
Institutul politehnic – București

CZ 669.017.1 : 536.7

LA THERMODYNAMIQUE DU SYSTÈME FeS – CH_4

On analyse les conditions théoriques pour la réalisation du processus de réduction du sulfure de fer à l'aide du gaz méthane. On effectue des calculs thermodynamiques pour les réactions possibles du processus, précisant que la réaction fondamentale a la forme : $FeS + CH_4 = Fe + C + H_2 + H_2S$, *qui a un potentiel thermodynamique négatif aux températures au-dessus de 1400°K, et peut être réalisée dans des conditions industrielles.*

THERMODYNAMICS OF THE FeS – CH_4 SYSTEM

The paper analyses theoretical conditions necessary for the reduction process of iron sulphide by methane gas. Thermodynamical calculations are made for the possible reactions of the process, with the specification that the main reaction has the following form: $FeS + CH_4 = Fe + C + H_2 + H_2S$, *which at temperatures higher than 1400°K has a negative thermodynamic potential and may be obtained under industrial conditions.*

În procesul de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan, la fel ca și în cazul reducerii sulfurii de plumb, în afara reacțiilor dintre gazul metan, sulf, hidrogen și sulfură de carbon, mai sînt posibile următoarele reacții :

$$2FeS + CH_4 = 2Fe + C + 2H_2S \tag{1}$$
$$2FeS + CH_4 = 2Fe + CS_2 + 2H_2 \tag{2}$$
$$4FeS + CH_4 = 4Fe + CS_2 + 2H_2S \tag{3}$$
$$FeS + CH_4 = Fe + C + H_2 + H_2S \tag{4}$$
$$2FeS + CH_4 = 2\,Fe + 1/2C + 1/2\,CS_2 + H_2 + H_2S \tag{5}$$
$$FeS + H_2 = Fe + H_2S \tag{6}$$
$$2FeS + C = 2Fe + CS_2 \tag{7}$$
$$2FeS \rightarrow Fe + S_2 \tag{8}$$

Literatura de specialitate arată că pînă în prezent dintre acestea au fost studiate atît din punct de vedere termodinamic, cît și experimental reacțiile (6), (8) și mai puțin (7).

Astfel, de exemplu, pentru a se determina tensiunea de disociere a sulfurii de fier, a fost utilizată metoda [2] :

$$FeS + H_2 = Fe + H_2S \qquad K_1 = \frac{P_{H_2S}}{P_{H_2}}$$

$$\frac{2H_2 + S_2 = 2H_2S}{2Fe + S_2 = 2FeS} \qquad K_2 = \frac{P^2_{H_2S}}{P_{S_2} \cdot P^2_{H_2}}$$

$$K_3 = \frac{1}{P_{S_2}}$$

În lipsa soluțiilor, între cele trei constante de echilibru se stabilește următoarea relație :

$$K_{p_3} = \frac{1}{P_{S_2}} = \frac{K_{p_2}}{K^2_{p_1}}$$

Totuși, studiul experimental al tensiunii de disociere a sulfurii de fier este îngreuiat de faptul că troilita există sub formă de soluție și nu sub formă de compus chimic pur : pe măsura schimbării compoziției soluției, variază și tensiunea de disociere.

Pentru a evita dificultățile arătate, Volski și Agraceva [14], Jelinek și Zakovski [1], Sano [5] și Sudo [4] au determinat prin metoda indirectă tensiunea de disociere a FeS la diferite compoziții de soluții și, după ce au trasat curbele dependenței dintre P_{S_2} și concentrație, au extrapolat datele obținute și pentru troilita pură.

Brițki și Kapustinski [3], studiind tensiunea de disociere a FeS în domeniul de temperatură 723 – 994°C, au dedus următoarea expresie :

$$\log\,(P_{S_2})_{FeS} = -\frac{14.329}{T} + 5{,}8$$

Richardson și Jeffes [6], continuînd studiile făcute de Brițki și Kapustinski, au obținut (în domeniul de temperatură 500 – 1 000°C) următoarea expresie pentru reacția :

$$Fe + H_2S = FeS + H_2$$

$$\log\,(H_2S : H_2) = -\frac{3\,100}{T} + 0{,}179$$

$$\Delta G^0_T = -\,14.170 + 0{,}82\ T$$

Prin combinarea potențialului termodinamic izobar a reacției : $Fe + H_2S = FeS + H_2$ cu potențialul termodinamic izobar al reacției $2\,H_2 + S_2 = 2\,H_2S$ ($\Delta G^0_T = -43.160 + 23{,}61T$) se obține pentru potențialul termodinamic izobar al reacției $2Fe + S_2 = 2FeS$ următoarea expresie :

$$\Delta G^0_T = -\,71{\cdot}250 + 24{,}62\ T$$
$$\Delta G^0_T = -\,71{\cdot}820 + 25{,}12\ T$$

Tabela 1

Reacțiile	ΔG^{O}_{T}	Intervalul de temperatură, °K
$2FeS+CH_4=$ $=2Fe+C+2H_2S$	$52\cdot174-10,47\ T\ln T+22,01\cdot10^{-3}\ T^2+0.82\cdot10^5T^{-1}+22,08297\ T$	298– 411
	$56\cdot611+13,95\ T\ln T-4,39\cdot10^{-3}\ T^2+0,82\cdot10^5T^{-1}-124,83658\ T$	411– 598
	$51\cdot003+3,55\ T\ln T-2,01\cdot10^{-3}\ T^2+0,82\cdot10^5T^{-1}-50,38838\ T$	598–1033
	$48\cdot682-6,09\ T\ln T+3,91\cdot10^{-3}\ T^2+0,82\cdot10^5T^{-1}+12,64679\ T$	1033–1181
	$59\cdot535+8,23\ T\ln T-0,75\cdot10^{-3}\ T^2+0,82\cdot10^5T^{-1}-92,34026\ T$	1181–1468
	$53\cdot039+17,83\ T\ln T-3,13\cdot10^{-3}\ T^2+0,82\cdot10^5T^{-1}-154,42118\ T$	peste 1468
$2FeS+CH_4=$ $=2Fe+CS_2+2H_2$	$80\cdot997-17,82\ T\ln T+24,62\cdot10^{-3}\ T^2+0,55\cdot10^5T^{-1}+70,38796\ T$	298– 411
	$85\cdot434+6,6\ T\ln T-1,78\cdot10^{-3}\ T^2+0,55\cdot10^5\ T^{-1}-76,53159\ T$	411– 598
	$79\cdot826-3,8\ T\ln T+0,6\cdot10^{-3}\ T^2+0,55\cdot10^5\ T^{-1}-2,08339\ T$	598–1033
	$77\cdot505-13,44\ T\ln T+6,52\cdot10^{-3}\ T^2+0,55\cdot10^5T^{-1}+60,95178\ T$	1033–1181
	$88\cdot358+0,88\ T\ln T+1,86\cdot10^{-3}\ T^2+0,55\cdot10^5T^{-1}-44,05527\ T$	1181–1468
	$81\cdot861+10,48\ T\ln T-0,52\cdot10^{-3}\ T^2+0,55\cdot10^5T^{-1}-106,11619\ T$	peste 1468
$4FeS+CH_4=4Fe+$ $+CS_2+2H_2S$	$118\cdot781-16,8\ T\ln T+42,210^{-3}\ T^2+0,67\cdot10^5T^{-1}+36,65441\ T$	298– 411
	$127\cdot655+32,04\ T\ln T-10,6\cdot10^{-3}\ T^2+0,67\cdot10^5T^{-1}-257,18469\ T$	411– 598
	$116\cdot439+11,24\ T\ln T-5,84\cdot10^{-3}\ T^2+0,67\cdot10^5T^{-1}-108,28824\ T$	598–1033
	$111\cdot798-8,04\ T\ln T+610^{-3}\ T^2+0,6710^5T^{-1}-17,78205\ T$	1033–1181
	$133\cdot501+20,6\ T\ln T-3,32\cdot10^{-3}T^2+0,67\cdot10^5T^{-1}-192,19205T$	1181–1468
	$120\cdot509+39,8\ T\ln T-8,08\cdot10^{-3}\ T^2+0,67\cdot10^5T^{-1}-316,35389\ T$	peste 1468
$FeS+CH_4=$ $=Fe+C+H_2+H_2S$	$33\cdot282-10,98T\ln T+13,22\cdot10^{-3}\ T^2+0,76\cdot10^5\ T^{-1}+38,94975T$	298– 411
	$35\cdot501+1,23\ T\ln T+0,021\cdot10^3\ T^2+0,76\cdot10^5T^{-1}-34,51003\ T$	411– 598
	$32\cdot697-3,97\ T\ln T+1,2110^{-3}\ T^2+0,76\cdot10^5T^{-1}+2,71417\ T$	598–1033
	$31\cdot536-8,79\ T\ln T+4,1710^{-3}\ T^2+0,76\cdot10^5T^{-1}+34,23165T$	1033–1181
	$36\cdot962-1,63\ T\ln T+1,84\cdot10^{-3}\ T^2+0,76\cdot10^5T^{-1}-18,26188\ T$	1181–1468
	$33\cdot714+3,17\ T\ln T+0,65\cdot10^{-3}\ T^2+0,76\cdot10^5T^{-1}-49,30234\ T$	peste 1468
$2FeS+CH_4=2Fe+$ $+1/2C+1/2CS_2+H_2+H_2S$	$66\cdot586-14,145T\ln T+23,315\cdot10^{-3}T^2+0,685\cdot10^5T^{-1}+46,23547\ T$	598– 411
	$71\cdot023+10,275T\ln T-3,085\cdot10^{-3}T^2+0,685\cdot10^5T^{-1}-100,68409\ T$	411– 598
	$65\cdot415-0,125T\ln T-0,705\cdot10^{-3}T^2+0,685\cdot10^5T^{-1}-26,23589\ T$	598–1033
	$63\cdot094-9,765T\ln T+5,215\cdot10^{-3}\ T^2+0,685\cdot10^5T^{-1}+36,79929\ T$	1033–1181
	$73\cdot946+4,555T\ln T+0,55\cdot10^{-3}\ T^2+0,685\cdot10^5\ T^{-1}-68,19802\ T$	1181–1468
	$67\cdot450+14,155T\ln T+1,875\cdot10^{-3}T^2+0,685\cdot10^5\ T^{-1}-130,26869\ T$	peste 1468
$FeS+H_2=Fe+H_2S$	$18\cdot892+0,51\ T\ln T+8,79\cdot10^{-3}\ T^2+0,06\cdot10^5T^{-1}-16,86677\ T$	298– 411
	$21\cdot111+12,72\ T\ln T-4,4\cdot10^{-3}\ T^2+0,06\cdot10^5T^{-1}-90,32655\ T$	411– 598
	$18\cdot307+7,52\ T\ln T-3,22\cdot10^{-3}\ T^2+0,06\cdot10^5T^{-1}-53,10245\ T$	598–1033
	$17\cdot146+2,7\ T\ln T-0,26\cdot10^{-3}\ T^2+0,06\cdot10^5T^{-1}-21,58487\ T$	1033–1181
	$22\cdot572+9,86\ T\ln T-2,59\cdot10^{-3}\ T^2+0,06\cdot10^5T^{-1}-74,07845\ T$	1181–1468
	$19\cdot324+14,66\ T\ln T-3,78\cdot10^{-3}\ T^2+0,06\cdot10^5T^{-1}-105,11891T$	peste 1468
$2FeS+C=2Fe+CS_2$	$66\cdot593-6,33\ T\ln T+20,19\cdot10^{-3}\ T^2-0,15\cdot10^5T^{-1}+14,57144T$	298– 411
	$71\cdot030+18,09\ T\ln T-6,21\cdot10^{-3}\ T^2-0,15\cdot10^5T^{-1}-132,34811T$	411– 598
	$65\cdot422+7,69\ T\ln T-3,83\cdot10^{-3}\ T^2-0,15\cdot10^5\ T^{-1}-57,89991\ T$	598–1033
	$63\cdot101-1,95\ T\ln T+2,09\cdot10^{-3}\ T^2-0,15\cdot10^5\ T^{-1}+5,13526\ T$	1033–1181
	$73\cdot953+12,37\ T\ln T-2,57\cdot10^{-3}\ T^2-0,15\cdot10^5\ T^{-1}-99,85179\ T$	1181–1468
	$67.457+21,97\ T\ln T-4,95\cdot10^{-3}\ T^2-0,15\cdot10^5\ T^{-1}-161,93271\ T$	peste 1468
$2FeS\rightarrow2Fe+S_2$	$74.320-31,18\ T$	298– 411
	$71.820-25,12\ T$	411–1181
	$72.140-25,48\ T$	1181–1468

Pentru întreg domeniul de temperatură avînd în vedere datele termodinamice existente, autorii au obținut următoarele forme ale expresiei :

$$\Delta G^{0}_{T}=-71.500+25,25\ T \qquad (298-1380°\mathrm{C})$$

$$\Delta G^{0}_{T}=-74.240+26,44\ T\log T-31,76\cdot10^{-3}T^2+ +24,12\ T \quad (\text{peste } 1\,380°\mathrm{C})$$

Utilizînd în exclusivitate datele termodinamice din tabelele lui Kubacevski și Evans [8] referitoare la căldurile molare, la entropiile și entalpiile componenților reacțiilor, s-au stabilit expresiile potențialelor termodinamice izobare prezentate în tabela 1.

Cu ajutorul acestor expresii au fost calculate valorile potențialelor termodinamice izobare și a constantelor de echilibru a reacțiilor de reducere cu gaz metan a sulfurii de fier. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Reacțiile	Funcțiile termodinamice	Temperatura, °K							
		298	411	596	1000	1033	1181	1468	1500
$2FeS+CH_4=2Fe+C+2H_2S$	ΔG_T^o	43.209	39.269	33.862	23.209	22.337	18.271	10.519	10.100
	log K_p	−31,6715	−20,87631	−12,41229	− 5,0719	− 4,7254	− 3,38101	− 1,5658	− 1,47145
	K_p	$2{,}1310^{-32}$	$1{,}3310^{-21}$	$3{,}8710^{-13}$	$8{,}47410^{-6}$	$1{,}8810^{-5}$	$4{,}1610^{-4}$	0,02718	0,03377
$2FeS+CH_4=2Fe+CS_2$	ΔG_T^o	74.090	70.139	64.358	52.136	51.124	46.345	37.178	36.518
	log K_p	−55.05132	−37,58814	−23,51974	−11,39335	−10,81532	− 8,57605	− 5,5	− 5,32022
	K_p	$8{,}88510^{-56}$	$5{,}1510^{-38}$	$3{,}02210^{-24}$	$4{,}0410^{-12}$	$1{,}56510^{-11}$	$2{,}65410^{-9}$	$3{,}16310^{-6}$	$4{,}78410^{-6}$
$4FeS+CH_4=4Fe+CS_2+2H_2S$	ΔG_T^o	105.155	99.600	92.782	80.021	78.992	74.055	64.760	64.442
	log K_p	77,09311	−52,95055	−33,9108	−17,4871	−16,92236	−15,55422	− 9,63977	− 9,3884
	K_p	$8{,}0710^{-78}$	$1{,}1210^{-53}$	$1{,}2310^{-34}$	$2{,}2610^{-18}$	$1{,}25210^{-17}$	$2{,}7910^{-16}$	$2{,}29210^{-10}$	$4{,}08910^{-10}$
$FeS+CH_4=Fe+C+H_2+H_2S$	ΔG_T^o	27.677	24.548	19.703	9.273	8.404	4.409	− 3.281	− 3.952
	log K_p	−20,29105	−13,0505	− 7,20175	− 2,02644	− 1,77787	− 0,81586	0,48913	0,57575
	K_p	$5{,}11610^{-21}$	$8{,}910^{-14}$	$6{,}28410^{-8}$	$9{,}4110^{-3}$	0,01664	0,1528	3,084	3,765
$2FeS+CH_4=2Fe+$ 1/2C + 1/2 $CS_2+H_2+H_2S$	ΔG_T^o	58.650	54.704	49.109	37.673	36.731	32.308	23.848	23.309
	log K_p	−43	−29,0824	−17,94919	− 8,23274	− 7,27049	− 5,97853	− 3,54987	− 3,39583
	K_p	10^{-44}	$8{,}27210^{-30}$	$1{,}1210^{-18}$	$5{,}8510^{-9}$	$1{,}69610^{-8}$	$1{,}0510^{-6}$	$2{,}8210^{-4}$	$4{,}0210^{-4}$
$FeS+H_2=Fe+H_2S$	ΔG_T^o	15.533	14.709	14.153	13.931	13.919	13.848	13.786	13.759
	log K_p	−11,38783	− 7,76087	− 5,17324	− 3,04436	− 2,94457	2,56255	− 2,05209	− 2,0238
	K_p	$4{,}0910^{-12}$	$1{,}77510^{-8}$	$6{,}71110^{-6}$	$9{,}0310^{-4}$	$1{,}13610^{-3}$	$2{,}7410^{-3}$	$8{,}8710^{-3}$	$9{,}46710^{-3}$
$2FeS + C=2Fe+CS_2$	ΔG_T^o	61.946	60.298	58.804	56.798	56.642	55.777	54.233	54.217
	log K_p	−45,41295	−32,05582	−21,49306	−12,41084	−11,98265	−10,32143	− 8,0728	− 7,98975
	K_p	$3{,}8510^{-46}$	$8{,}7910^{-33}$	$3{,}2910^{-22}$	$3{,}8810^{-13}$	$1{,}0410^{-12}$	$4{,}7710^{-11}$	$8{,}3610^{-9}$	$1{,}2610^{-8}$
$FeS \rightarrow Fe + 1/2\ S_2$	ΔG_T^o	65.028	61.505	56.798	46.700	45.871	42.153	—	33.900
	log K_p	−47,67429	−32,69803	−20,7595	−10,20542	− 9,70404	− 7,80033	—	− 4,94173
	K_p	$2{,}0710^{-48}$	$2{,}0410^{-33}$	$1{,}7410^{-21}$	$6{,}2510^{-11}$	$1{,}9810^{-10}$	$1{,}5810^{-8}$	—	$1{,}14310^{-5}$

În diagramele din figurile 1, *a* şi 1, *b* se prezintă curbele variaţiei cu temperatura a logaritmului constantelor de echilibru şi a potenţialelor termodinamice izobare.

Reacţiile de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan fiind endoterme, în conformitate cu principiul lui Le Chatelier, o dată cu creşterea temperaturii, echilibrul lor se va deplasa spre dreapta, aşa cum se poate constata din figurile 1, *a* şi 1, *b* şi tabela 2 (în tabela 2 sînt date valorile constantelor termodinamice).

Reacţiile care practic nu se desfăşoară de la stînga la dreapta, în domeniul de temperatură 298–1 500°K, sînt (3) şi (7), punîndu-se în evidenţă faptul că reducerea cu carbon a sulfurii de fier, în condiţiile considerate, este imposibilă. Aceste reacţii nu se vor putea desfăşura nici la temperaturi ridicate, deoarece scăderea valorii potenţialelor termodinamice izobare cu creşterea temperaturii este extrem de mică.

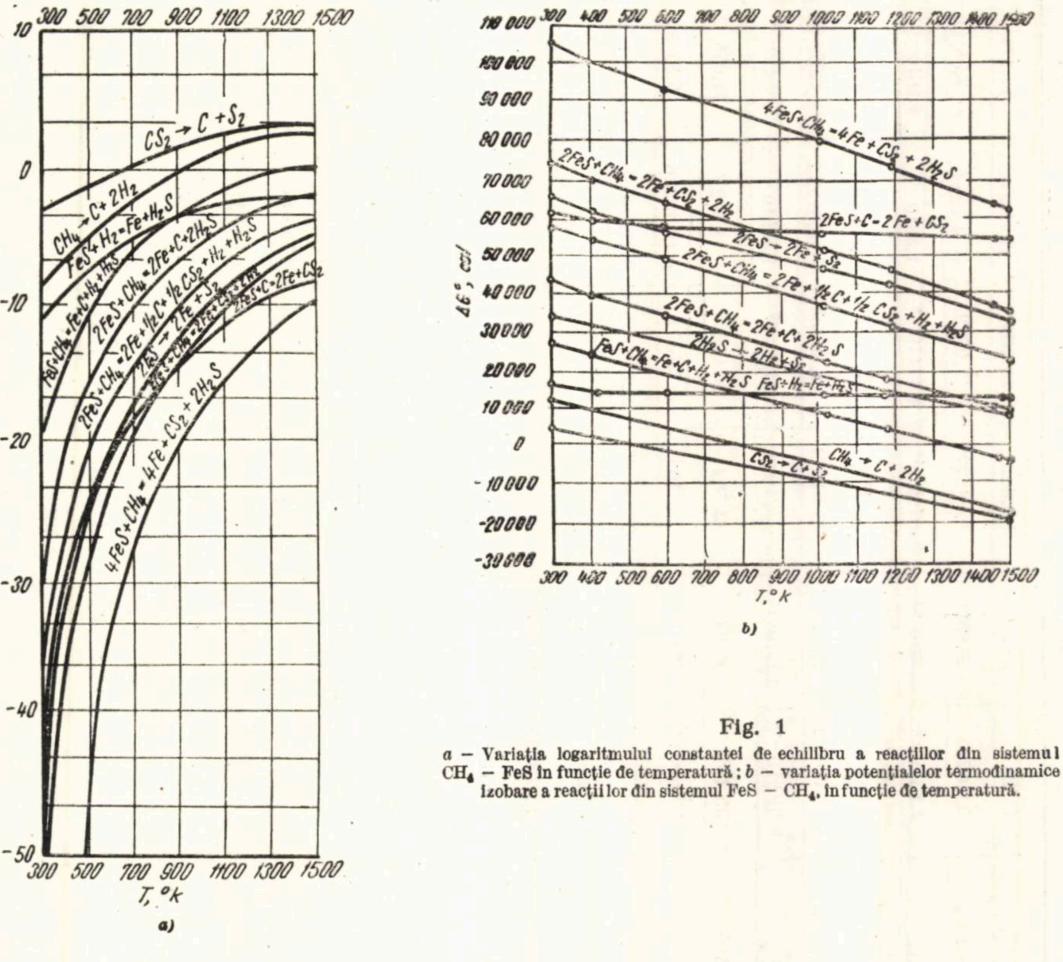


Fig. 1

a – Variaţia logaritmului constantei de echilibru a reacţiilor din sistemul CH_4 – FeS în funcţie de temperatură; *b* – variaţia potenţialelor termodinamice izobare a reacţiilor din sistemul FeS – CH_4, în funcţie de temperatură.

Reacţiile (2) şi (5) participă în mică măsură la procesul de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan, deoarece la temperatura de 1 500°K, valorile potenţialelor termodinamice sînt pozitive şi egale cu 23 309 cal şi respectiv 36 518 cal. Desfăşurarea acestor reacţii va fi posibilă numai la temperaturi mai mari de 1 500°K şi în condiţiile asigurării unui exces mare de gaz metan, pentru a elimina din sistem produsele rezultate în urma procesului de reducere, deplasînd astfel echilibrul acestora în direcţia dorită.

Reacţiile principale ale procesului de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan, conform calculelor termodinamice, sînt (1), (4) şi 6, adică reacţiile care duc la apariţia în sistem a hidrogenului sulfurat. Din analiza figurii 1, *b* rezultă că dreptele care reprezintă variaţia cu temperatura a potenţialelor termodinamice izobare pentru reacţiile (1), (4) şi (6) se intersectează; reacţia (6), la temperaturi joase, se desfăşoară cu vitezele cele mai mari, însă la temperaturi mai mari de 760°K devine mai lentă decît reacția (4), iar la temperaturi peste 1 285°K, posibilitatea realizării ei este mai mică decît a reacției (1). Rezultă deci că, la temperaturi joase sub 760°K, ordinea de desfășurare a reacțiilor, după calculele termodinamice, este (6), (4) și (1); la temperaturi cuprinse între 760 și 1 285°K, ordinea de desfășurare ar fi (4), (6), (1), iar la temperaturi peste 1 285°K, această ordine se schimbă din nou, arătînd astfel: (4), (1) și (6).

Concluzii

Pe baza calculelor termodinamice efectuate asupra principalelor reacții de reducere a sulfurii de fier, cu gaz metan, se pot enunța următoarele concluzii:

— Reacțiile care din punct de vedere termodinamic sînt nerealizabile sînt (3), (7) și (8), în domeniul de temperatură considerat.

— Reacțiile care participă în mică măsură la desfășurarea procesului de reducere (2) și (5) sînt posibile din punct de vedere teoretic (mai ales la temperaturi ridicate), însă probabil cu o mică eficiență practică.

— Reacțiile de bază ale procesului de reducere (4), (1) și (6), care contribuie în cea mai mare măsură la realizarea sa, se pot desfășura din punct de vedere teoretic la temperaturi medii și probabil cu o mare eficacitate practică.

— Studiul efectuat confirmă faptul că gazul metan este un reducător activ pentru sulfura de fier, putînd fi utilizat în acest scop.

BIBLIOGRAFIE

[1] Jellinek K. și Zakowski J. *Zeitschrift für anorganische und allgemeine chemie.* Vol. 142, 1925, p. 1 – 53.

[2] Kelley K. K. *Thermochemical data and free energy calculations for sulphur, sulphids an sulfates.* Bulletin United States Department of the interior Bureau of Mines, nr. 406, 1937, p. 45.

[3] Brițki E. V. și Kapustinski A. F. *Termiceskie konstanti neorganiceskih vesestv.* Institut metallurghii im Baicov A. A., Moscova, 1949.

[4] Sudo K. *Fundamental researches on smelting of sulphide. The research institut of mineral dressing and metallurgy,* vol. 2, 1950, p. 305–325.

[5] Sano K. *Nippon kwagaku kwai shi,* vol. 60, 1939, p. 579–582.

[6] Richardson F. D. și Jeffes J. N. E. *The Journal of the Iron and Steel Institut,* vol. 171, 1952, p. 165–175.

[7] Richardson F. D. și Jeffes J. N. E. *The Journal of the Iron and Steel Institut,* vol. 176, 1954, p. 187–198.

[8] Kubacevski O., Evans L. L. *Metallurgical Thermochemistry,* Londra, 1958.

[9] Ienciu M. Teză de doctorat, București, 1969.

[10] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* București, Editura didactică și pedagogică, 1966.

[11] Rostovțev S. T. *Teoria proceselor metalurgice* (traducere din limba rusă), București, Editura tehnică, 1951.

[12] Esin O. A. *Fiziceskaia himia pirometallurghiceskih profcssov,* Moscova, 1963.

[13] Alcokk C. B. și Richardson F. D. Nature, vol. 168, 1951, p. 661–662.

[14] Volski N. *Teoria metallurghiceskih profcssov,* Moscova, 1935.

[15] Tripșa I., Oprea Fl. și Dragomir I. *Bazele teoretice ale metalurgiei extractive,* București, Editura tehnică, 1967.

REALIZĂRI TEHNICE

Instalaţie radiometrică pentru determinarea rapidă a conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs*

Ing. TH. DUMITRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.741.3

INSTALLATION RADIOMÉTRIQUE POUR LA DÉTERMINATION RAPIDE DE LA TENEUR EN CENDRES DU COKE ET DU SEMI-COKE

La détermination de la teneur en cendres du coke et du semi-coke par la méthode de la calcination (STAS 5629—57) nécéssite un temps relativement long (environ 4 h) et s'effectue sur de petites quantités de matériel (environ 1 g), ce qui rend la méthode insuffisament représentative et produit certains inconvenients, lorsque la livraison du coke et du semi-coke doit être urgente.

Afin d'améliorer le mode de détermination de la teneur en cendres du coke et du semi-coke, on a réalisé une installation radiométrique destinée à la détermination de cette teneur, installation basée sur une nouvelle dispersion des radiations gamma. Cette installation nécéssite une préparation préalable de l'éprouvette (séchage, broyage et tamisage) mais elle a l'avantage de permettre une détermination rapide (moins de 30 min), le résultat étant de beaucoup plus représentatif tenant compte que l'éprouvette pèse environ 1 kg.

La précision des mesurements satisfait la condition requise par le standard d'Etat concernant la méthode de la calcination.

RADIOMETRIC GANGE FOR FAST ESTIMATION OF ASH CONTENT IN COKE AND SEMI-COKE

Estimation of ash content in coke and semi-coke by the calcining method (STAS 5629—57) lasts a comparatively long time and is worked-out on small amounts of material (about 1 g), which renders the method not to be very representative and to induce some disadvantages if the coke and the semi-coke have to be delivered urgently.

In view to improve the estimating method for ash content in coke and semi-coke, a radiometric gange based on gamma-ray backscattering was developed. The gange necessitates a previous preparing of the sample (drying, crushing and screening) but has the advantage to allow a fast estimation (under 30 minutes) and the result is more representative, the sample weighing about 1 kg.

Accuracy of estimation meets the requirements of the standard for the calcining method.

În cercetările anterioare [1], [2] s-a stabilit că este mai avantajos a se determina conţinutul de cenuşă din cocs şi semicocs prin metoda retroîmprăştierii radiaţiilor gama ale ^{241}Am, deoarece această metodă este nedistructivă, rapidă (maximum 30 min, faţă de circa 4 h cît durează metoda curentă), are o precizie asemănătoare metodei calcinării, STAS 5629—57 şi este mult mai reprezentativă ca aceasta.

De asemenea, din aceste cercetări [1] a rezultat că pentru determinarea corectă a conţinutului de cenuşă din materialele cărbunoase prin metoda retroîmprăştierii radiaţiilor gama este necesar a se asigura următoarele: proba de material să fie uscată la maximum 140°C, măcinată şi sitată sub 1 mm; proba să aibă o grosime egală sau mai mare ca grosimea de saturaţie; măsurările să se facă în aceleaşi condiţii, corespunzătoare unei geometrii optime de măsurare; curba etalon trebuie trasată din nou atunci cînd se constată variaţii în compoziţia chimică a cenuşii.

În afară de acestea, la realizarea instalaţiei radiometrice s-a ţinut seama că intensitatea radiaţiilor retroîmprăştiate depinde şi de densitatea materialului, deci trebuie ca proba de material să aibă greutate constantă şi să fie tasată uniform.

Pe baza acestor consideraţii s-a realizat o instalaţie radiometrică pentru determinarea rapidă a conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs (fig. 1) formată din: instalaţia de uscare

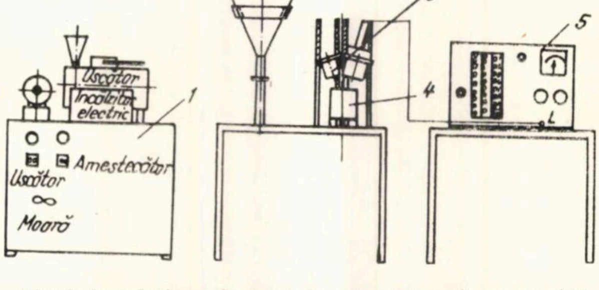


Fig. 1. Instalaţia radiometrică pentru determinarea rapidă a conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs:

1 — instalaţia de uscare şi măcinare; *2* — sistemul de umplere; *3* — traductorul; *4* — cutia pentru probă; *5* — numărătorul electronic.

---

* Instalaţia de pregătire a probelor a fost proiectată de ing. P. Iorga de la I.C.E.M.

şi măcinare; sistemul de umplere a cutiei pentru probă; cutia pentru probă; instalaţia de măsurare cu traductorul de radiaţii.

Instalaţia de uscare şi măcinare (fig. 2) se compune dintr-o pîlnie de încărcare, un uscător cilindric cu palete, încălzit cu o rezistenţă electrică, o moară cu discuri şi o cutie de colectare a materialului măcinat.

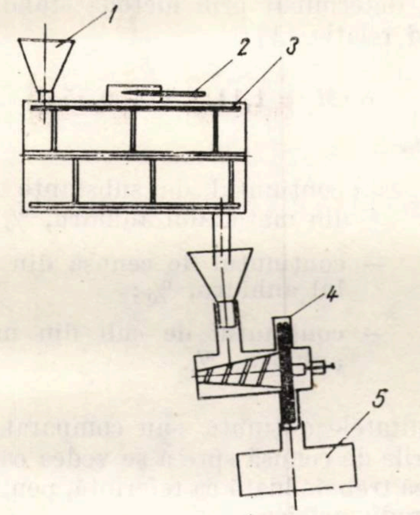


Fig. 2. Instalaţie de uscare şi măcinare a probelor de material cărbunos:
1 – pîlnia de încărcare; *2* – termometrul; *3* – uscătorul cilindric cu palete; *4* – moara cu discuri; *5* – cutia de colectare a materialului măcinat.

Temperatura de uscare este controlată cu un termometru, fixat în interiorul uscătorului.

Sistemul de umplere a cutiei pentru probă (fig. 3) este format dintr-o pîlnie de material plastic cu o capacitate de circa 2 kg, avînd la partea inferioară un şubăr (∅ – 20 mm), aşezat la distanţă de 60 mm de suprafaţa cutiei pentru probă.

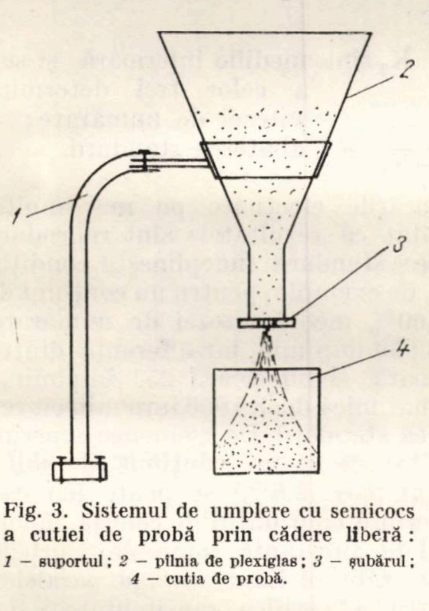


Fig. 3. Sistemul de umplere cu semicocs a cutiei de probă prin cădere liberă:
1 – suportul; *2* – pîlnia de plexiglas; *3* – şubărul; *4* – cutia de probă.

Cutia pentru probă (fig. 4) este de formă cilindrică cu diametrul de 150 mm. Fundul acestei cutii este mobil şi se deplasează cu ajutorul unui ax filetat prevăzut la partea superioară cu un disc.

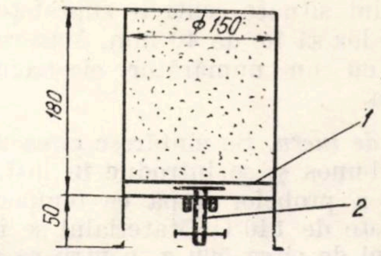


Fig. 4. Cutia de probă cu fund mobil:
1 – fundul mobil; *2* – axul filetat cu disc pentru ridicarea fundului mobil.

Fundul mobil permite variaţia înălţimii cutiei cu 20 mm, adică de la 140 la 160 mm, suficient pentru variaţiile de volum ale unui semicocs şi cocs – care are greutate constantă şi un conţinut obişnuit de cenuşă (10 – 16%).

Instalaţia de măsurare (fig. 5) cuprinde traductorul şi aparatul de măsură (numărătorul electronic sau cadenţmetrul). Traductorul se compune din conteinerul de plumb cu sursa de radiaţii şi detectorul de radiaţii. Conteinerul de plumb este prevăzut cu un colimator, avînd diametrul de 8 mm.

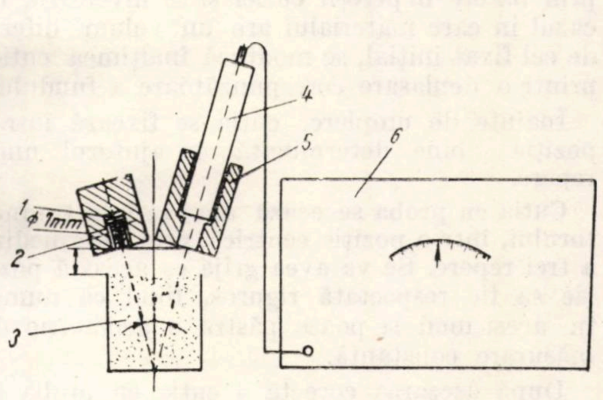


Fig. 5. Instalaţie radiometrică de determinare a conţinutului de cenuşă din semicocs cu geometria de măsurare:
1 – conteinerul de plumb cu sursa de radiaţii; *2* – colimatorul; *3* – cutia de probă; *4* – contorul de scintilaţie; *5* – ecranul de plumb; *6* – cadenţmetrul

Sursa de radiaţii este constituită din ^{241}Am, avînd o activitate de 300 mCi.

Detectorul de radiaţii este un contor cu scintilaţie, prevăzut cu un scintilator din iodură de sodiu activată cu Tl, avînd un diametru de 33 mm şi înălţimea de 25 mm.

Pentru a micşora efectul radiaţiilor difuzate, detectorul este introdus într-un ecran de plumb, de forma unui manşon, avînd grosimea peretelui de 20 mm.

Conteinerul de plumb și detectorul de radiații sînt fixați în cîte o furcă specială, ce se poate roti și mișca pe verticală. Pentru determinări piesele traductorului sînt înclinate față de verticală cu un unghi egal (13°) și așezate în așa fel încît distanța dintre suprafața probei și planul pe care sînt situate centrele suprafețelor inferioare ale lor să fie de 40 mm. Măsurările s-au efectuat cu un numărător electronic Tesla BM 353 a.

Modul de lucru. Se cîntăresc circa 2 kg material cărbunos și se introduc în instalația de pregătire a probelor după ce temperatura în uscător este de 140°C. Materialul se introduce în porțiuni de circa 500 g, pentru ca temperatura să nu scadă sub 100°C. După uscare se înclină platforma uscătorului, se deschide șubărul de evacuare, se lasă ca materialul să cadă în moara cu discuri.

Materialul uscat și măcinat se cerne prin sita cu ochiuri de 0,5 mm.

După aceasta, se cîntăresc 1 200 g semicocs sau 1 800 g cocs și se introduc în pîlnia sistemului de umplere a cutiei pentru probă și se nivelează. Se dă drumul la șubăr pentru ca să se umple cutia prin căderea liberă a materialului. După umplere se tasează materialul prin batere în pereții cutiei și se nivelează. În cazul în care materialul are un volum diferit de cel fixat inițial, se modifică înălțimea cutiei printr-o deplasare corespunzătoare a fundului.

Înainte de umplere, cutia se fixează într-o poziție bine determinată, cu ajutorul unor repere.

Cutia cu proba se așază apoi în fața traductorului, într-o poziție centrică, prin intermediul a trei repere. Se va avea grijă ca această poziție să fie respectată riguros, fiind că numai în acest mod se poate păstra o geometrie de măsurare constantă.

După așezarea corectă a cutiei cu proba în fața traductorului, se pornește instalația de măsurare. Măsurarea se face timp de 5 min.

Se determină conținutul de cenușă din probă cu ajutorul curbei etalon, viteză de numărare — conținut de cenușă, trasată în prealabil, măsurînd viteza de numărare a unor probe cu conținut diferit de cenușă. În aceste condiții o determinare durează circa 30 min.

Pentru stabilirea sensibilității și a preciziei determinărilor radiometrice efectuate cu această instalație, s-a procedat în modul următor:

După o serie de experimentări pentru verificarea modului de lucru s-au prelevat probe de semicocs cu diferite conținuturi de cenușă pentru trasarea curbei etalon.

Conținutul de cenușă s-a determinat radiometric și prin metoda standardizată. De asemenea s-au determinat și componenții elementelor din cenușă, cu număr de ordine mare (Fe_2O_3, CaO) pentru a se constata în ce măsură variația lor influențează precizia măsurărilor.

Deoarece măsurările radiometrice se efectuează asupra substanțelor minerale, s-a calculat conținutul lor în funcție de conținutul de cenușă și sulf, determinat prin metoda standardizată, folosind relația [1]:

$$S \cdot M = 1{,}11 \cdot A + 0{,}35\, S \qquad (1)$$

în care:

$S \cdot M$ este conținutul de substanțe minerale din materialul anhidru, %;

A — conținutul de cenușă din materialul anhidru, %;

S — conținutul de sulf din materialul anhidru, %.

Rezultatele obținute s-au comparat cu conținuturile de cenușă spre a se vedea care caracteristică trebuie luată ca referință, pentru măsurările radiometrice.

Pentru a se stabili dacă măsurările radiometrice sînt reproductibile s-au efectuat cîte trei determinări cu aceeași probă, fiecare probă fiind măsurată de două ori consecutiv. Pentru fiecare determinare, cutia pentru probă s-a umplut din nou, folosind sistemul de umplere — prin cădere liberă.

S-a verificat dacă măsurările îndeplinesc condițiile nivelului de încredere [2] cu relația:

$$\overline{K}_1 - \overline{K}_2 < 3\, \sigma_{\overline{K}_1 - \overline{K}_2} \qquad (2)$$

în care:

$\overline{K}_1$ și $\overline{K}_2$ sînt mediile inferioară și superioară a celor trei determinări ale vitezei de numărare;

$\sigma_{\overline{K}_1 - \overline{K}_2}$ — abaterea standard.

Măsurările efectuate pe mai multe probe au arătat că rezultatele sînt reproductibile și abaterea standard îndeplinește condiția [2].

Așa, de exemplu, pentru un conținut de cenușă de 13,60% media vitezei de numărare a fost de 123 959 imp/min, iar diferența dintre media superioară și inferioară 254 imp/min, valoare mult mai mică decît 1 056 imp/min cît reprezenta abaterea standard. De asemenea experimentările au arătat că la un conținut de sulf aproape constant (cca. 2,5%) se poate lua ca valoare de referință conținutul de cenușă, în loc de conținutul de substanțe minerale, curbele etalon corespunzătoare fiind aproape paralele (fig. 6).

Pentru a verifica sensibilitatea și precizia metodei radiometrice s-au luat două probe de semicocs a căror conținut de cenușă să difere cu circa 1% și s-au efectuat determinări în paralel prin cele două metode.

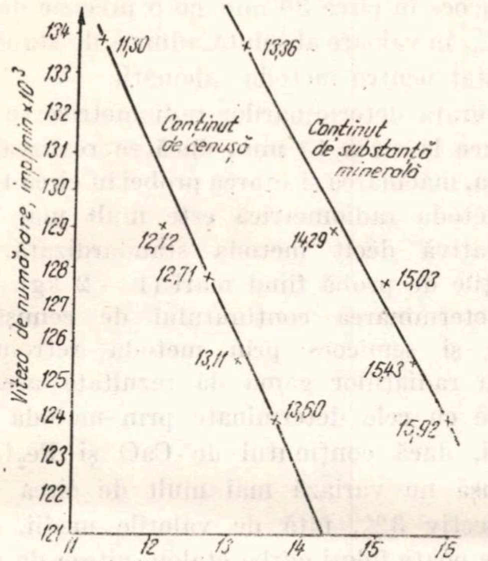


Fig. 6. Curba etalon pentru determinarea conţinutului de cenuşă din semicocs.

Determinînd cu ajutorul curbei etalon valorile conţinutului de cenuşă, corespunzătoare valorii medii a vitezei de numărare respective a rezultat, de exemplu, pentru o probă cu un conţinut de cenuşă de 13,26%, determinat prin metoda calcinării, un conţinut de 13,05%, iar la una cu un conţinut de 14,52%, unul de 13,95%. Deci determinările prin metoda radiometrică se fac cu o eroare absolută de circa 0,5%.

Sensibilitatea metodei (S) în acest caz a fost raportul dintre creşterea valorii indicate şi a celei măsurate:

$$S = \frac{dR\,(\text{imp})}{dA\,(\%)\ \text{m}} = \frac{3\,865}{1{,}36} = 2\,841, \qquad (3)$$

sensibilitate care dă posibilitatea de a se obţine eroarea absolută admisă de standard pentru metoda calcinării (0,5%), diferenţa dintre mediile a două măsurări consecutive fiind de circa 700 imp/min.

Spre a ne convinge că există corespondenţă între determinările radiometrice şi cele prin metoda standardizată s-au format două mostre de semicocs, care s-au omogenizat bine şi apoi s-au divizat în mai multe părţi cu o greutate de 1,300 kg. Din fiecare parte s-au luat cîte trei probe din locuri diferite pentru determinări fizico-chimice, iar din ce a rămas s-a cîntărit 1,200 kg pentru măsurări radiometrice.

Examinînd rezultatele obţinute s-au observat următoarele:

— Metoda calcinării, folosită curent la determinarea conţinutului de cenuşă, nu este suficient de reprezentativă; la acelaşi material rezultatele au variat simţitor (12,48% maximum şi 11,29% minimum, deci o diferenţă maximă de 1,19%).

În general diferenţele au fost destul de împrăştiate şi au avut la diferite probe valorile: 0,17%; 0,30%; 0,40% şi 0,35%; chiar la valorile medii diferenţele au întrecut valoarea de 0,5% admisă de standardul de stat.

Într-adevăr, diferenţele dintre valoarea medie maximă (12,32%) şi minimă (11,70%) a fost la una din probe de 0,56%, iar cealaltă, de 1,20% (12,36% – 11,16%).

— Metoda radiometrică este mult mai reprezentativă decît metoda calcinării. La ambele probe diferenţa dintre valoarea maximă şi minimă a fost de 0,15%.

— Variaţiile în conţinutul de CaO şi Fe_2O_3 de circa 1,5%, respectiv 3%, nu influenţează determinările radiometrice.

— Conţinutul de cenuşă determinat radiometric are valori mai mari decît cel determinat prin metoda calcinării (circa 0,8%).

Pentru una din probe s-a calculat precizia determinărilor radiometrice prin evaluarea erorii de precizie, care este suma erorilor de indicaţie, fidelitate şi exactitate.

Eroarea de indicaţie se calculează cu relaţia (4):

$$\Delta_i = 3\,\sigma_{x,i} = \frac{3}{S}\,\sigma_R, \qquad (4)$$

unde:

$$\sigma_R = \sqrt{\frac{\overline{K}}{N}}\,;$$

N reprezintă numărul de măsurări;

S – sensibilitatea.

Pentru măsurările probei respective a rezultat:

$$\sigma_R = \sqrt{\frac{127 \cdot 127}{4}} = \sqrt{30\,281} = 174$$

$$\Delta_i = \frac{3 \times 174}{2\,800} = \frac{522}{2\,800} = 0{,}18\%$$

Eroarea de fidelitate este dată de formula (5) :

$$\Delta f = 3\sigma_{x,f} = 3\sqrt{\frac{\Sigma(X_i-\overline{X})^2}{N-1}} \qquad (5)$$

în care :

X_i reprezintă valorile determinărilor aceleiaşi probe, după un interval de timp mai mare (două săptămîni);
$\overline{X}$ — media acestor determinări.

Efectuînd opt determinări şi înlocuind valorile obţinute în formula (5) rezultă :

$$\Delta_f = 3\,\sigma_{x,f} = 3\sqrt{\frac{0{,}1876}{7}} = 3\sqrt{0{,}0268} = 0{,}048$$

Eroarea de etalonare este egală cu întreitul erorii mărimii de referinţă determinată prin metoda standardizată. În cazul probei de referinţă, ţinînd seama de cele 12 determinări, se obţine eroarea de etalonare :

$$\Delta_e = 3\,\sigma_{x,ref} = \sqrt{\frac{\Sigma\,(X_{ref.i} - \overline{X}_{ref})^2}{N\,(N-1)}} \qquad (6)$$

$$\Delta_e = 3\sqrt{\frac{0{,}25^2 + 0{,}38^2 + 0{,}07^2 + 0{,}06^2}{12}} =$$

$$= 3\sqrt{0{,}018} = 3 \times 0{,}14 = 0{,}42\,.$$

Cunoscînd aceste trei erori a rezultat *eroarea de precizie* :

$$\Delta = \sqrt{\Delta_i^2 + \Delta_f^2 + \Delta_e^2} = \sqrt{0{,}18^2 + 0{,}048^2 + 0{,}42^2} =$$

$$= \sqrt{0{,}2131} = 0{,}46$$

Prin urmare determinările de conţinut de cenuşă din cocs şi semicocs au, pe cale radiometrică, o precizie care se încadrează în prevederile standardului de stat pentru metoda calcinării (0,5% în valoare absolută).

Concluzii

Instalaţia radiometrică descrisă permite determinarea conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs în circa 30 min, cu o precizie de circa 0,5%, în valoare absolută admisă de standardul de stat pentru metoda calcinării.

Durata determinărilor radiometrice se poate reduce la circa 15 min, dacă se realizează uscarea, măcinarea şi sitarea probei în circa 10 min.

Metoda radiometrică este mult mai reprezentativă decît metoda standardizată, cantităţile de probă fiind mari (1 — 2 kg).

Determinarea conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs prin metoda retroîmprăştierii radiaţiilor gama dă rezultate asemănătoare cu cele determinate prin metoda calcinării, dacă conţinutul de CaO şi Fe_2O_3 din cenuşă nu variază mai mult de circa 1,5%, respectiv 3%, faţă de valorile medii.

Se poate folosi curba etalon, viteza de numărare — conţinut de cenuşă determinat prin metoda calcinării, numai cînd conţinutul de sulf este aproape constant. La variaţii mari ale conţinutului de sulf, este necesar a se utiliza o curbă etalon în funcţie de conţinutul de substanţe minerale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrescu Th. şi Dumitrescu R. *Consideraţii asupra metodei radiometrice de determinare a conţinutului de cenuşă a cocsului şi semicocsului de fluidizare prin retroîmprăştierea radiaţiilor nucleare.* Metalurgia, nr. 11, 1968, p. 656—661.

[2] Dumitrescu Th. *Noi aplicaţii ale izotopilor radioactivi în siderurgie.* Bucureşti, O.D.P.T., M.I.M., 1968, p. 152—158.

[3] Dumitrescu Th. *Unele rezultate ale cercetării în domeniul aplicaţiilor tehnicii nucleare în siderurgie.* Cercetări metalurgice, vol. 10, Bucureşti, O.D.P.T., M.I.M., 1968, p. 513—527.

[4] Gumz W. *Cărbunele.* Editura Glückauf Essen, 1954.

[5] Ciorăscu F. şi Oncescu M. *Detectarea şi măsurarea radiaţiilor nucleare.* Bucureşti, Editura Academiei R.P.R., 1964.

Accelerarea precipitării fosfomolibdatului de amoniu la dozarea cantitativă a fosforului din oţeluri şi fonte

Chim. **E. GRÜNWALD**
I. I. S. Armătura — Cluj

CZ 669.13/14 : 543.062 :669.779

L'ACCÉLÉRATION DE LA PRÉCIPITATION DU PHOSPHOMOLYBDÈNE D'AMONIUM LORS DU DOSAGE QUANTITATIF DU PHOSPHORE DANS LES ACIERS ET DANS LES FONTES

La détermination quantitative du phosphore dans les fontes et les aciers est grandement accélérée par l'utilisation de l'électrolyse, en employant un courant alternatif pour précipiter quantitativement le phosphomolybdène d'amonium.

Si les paramètres indiqués sont respectés, la précipitation se réalise en seulement 15 s. La détermination s'exécute au moyen de la méthode volumétrique connue.

ACCELERATION OF AMMONIUM PHOSPHOMOLIBDATE PRECIPITATION DURING QUANTITATIVE DOSAGE OF PHOSPHORUS IN STEEL AND RAW IRON

Quantitative estimation of phosphorus in raw iron and steel is highly accelerated by utilization of electrolysis in alternating current for quantitative precipitation of ammonium phosphomolybdate.

If recommended parametra are observed, precipitation takes place in only 15 seconds. The estimating method is the standard, volumetric one.

La determinarea cantitativă a fosforului din fonte şi oţeluri, separarea şi precipitarea fosfomolibdatului de amoniu durează timp îndelungat.

Pentru accelerarea determinărilor şi înlăturarea timpilor morţi, respectiv pentru precipitarea rapidă şi cantitativă a fosfomolibdatului de amoniu, se întrebuinţează aparatul de electroliză folosind curent alternativ (aparatul după Kurt Nick, fabricat de către firma Ströhlein din R.F. a Germaniei), care reduce timpul necesar precipitării la numai cîteva secunde. Energia de impuls rezultată la electroliză şi căldura degajată cu această ocazie accelerează formarea şi creşterea cristalelor de fosmolibdat de amoniu în aşa măsură, încît la numai 15 s se realizează o precipitare cantitativă. Separarea rapidă a precipitatului nu influenţează în mod negativ rezultatele, indiferent dacă este vorba de un conţinut scăzut sau ridicat de fosfor. Totuşi, pentru obţinerea rezultatelor corecte este necesară respectarea unor reguli, şi anume :

— Temperatura de precipitare trebuie să fie de 70 — 71°C. La temperatura sub 68°C se precipită prea puţin fosfor, la temperaturi peste 73°C cantitatea fosforului este ridicată, cu formarea concomitentă a acidului molibdenic;

— Ridicarea prea bruscă a temperaturii favorizează supraîncălzirea soluţiei în jurul electrozilor, făcînd imposibilă încălzirea uniformă a soluţiei. În plus, între electrozi se poate forma acid molibdenic ;

— Electrozii de fier utilizaţi, datorită soluţiilor acide utilizate rămase pe suprafeţele lor, se pot dizolva, deranjînd astfel mersul determinării. Soluţiile rămase pe electrozi pot forma cu fierul oxizi de fier care reacţionează defavorabil la dozarea fosforului.

— Dacă se cer rezultate foarte exacte, fosfomolibdatul de amoniu aderent pe electrozi — de fiecare dată sub concentraţia de 0,001%, motiv pentru care se poate şi neglija — se spală de pe suprafaţa acestora, cu o cantitate cunoscută de hidroxid de sodiu (soluţie volumetrică) în balonul de precipitare.

Electrozii sînt confecţionaţi din oţel rezistent la acizi. În timpul electrolizei ei se consumă într-o măsură neînsemnată. O pereche de electrozi se pot întrebuinţa la circa 250 determinări. După fiecare determinare, electrozii se spală cu o soluţie de amoniac şi apoi cu apă distilată.

La efectuarea determinării se procedează în felul următor : proba de analizat se pregăteşte exact la fel ca la determinarea volumetrică a fosforului din fonte şi oţeluri. După adăugarea soluţiei de molibdat de amoniu în soluţia de analizat, electrozii se introduc în soluţia caldă, avînd temperatura de 71 – 72°C, şi se porneşte electroliza. Tensiunea se reglează astfel încît electroliza să se termine în 15 s. În timpul electrolizei balonul se agită. Electroliza se termină după ce soluţia a atins temperatura de 70°C. În această clipă curentul se întrerupe automat, stingîndu-se concomitent şi becul de semnalizare. Balonul se ia imediat, electrozii se spală cu apă distilată; în acest moment lampa de semnalizare se aprinde din nou şi aparatul este gata pentru efectuarea electrolizei. În continuare se procedează în modul cunoscut.

Rezultatele încercărilor de laborator

S-a verificat experimental modificarea conţinutului de fosfor al probelor etalon, accelerînd precipitarea fosfomolibdatului de amoniu cu electroliza efectuată la temperaturi diferite. S-a putut constata că abaterea de la valorile normale este bruscă dacă nu se respectă temperatura prescrisă, de 71 – 72°C, în timpul electrolizei. Rezultatele obţinute sînt cuprinse în tabela 1.

Tabela 1

Determinarea (felul probei)	Conţinutul de fosfor, %		
	Numărul probei		
	1	2	3
Proba etalon	0,196	0,265	0,315
Electroliză la temperatura de 65 – 67°C	0,169 0,168 0,171	0,250 0,247 0,246	0,280 0,284 0,284
Electroliză la temperatura de 71 – 72°C	0,195 0,197 0,195	0,263 0,263 0,264	0,314 0,313 0,316
Electroliză la temperatura de 75 – 77°C	0,208 0,202 0,210	0,286 0,282 0,288	0,336 0,340 0,339
Determinarea volumetrică a fosforului. Media a trei determinări	0,194	0,264	0,3152

Tabela 2 conţine date privind modificarea rezultatelor, cînd timpul normal de electroliză (de 15 s) a fost depăşit la menţinerea constantă a temperaturii de lucru. Se poate observa că la durata electrolizei de 20 s rezultatele sînt mai mici. Mărirea duratei de electroliză produce creşterea conţinutului de fosfor datorită încălzirii soluţiei. După o electroliză de 30 s, temperatura soluţiei a fost de 76°C, iar după 40 s, de 79 – 80°C.

Tabela 2

Determinarea (felul probei)	Durata electrolizei, s		
	20	30	40
Proba etalon $P = 0,196\%$	0,182 0,179 0,178	0,215 0,220 0,221	0,227 0,232 0,232
Proba etalon $P = 0,265\%$	0,252 0,255 0,250	0,289 0,290 0,295	0,302 0,305 0,306
Proba etalon $P = 0,315\%$	0,296 0,285 0,291	0,335 0,342 0,347	0,362 0,370 0,374

Concluzii

Determinarea cantitativă a fosforului din fonte şi oţeluri este mult accelerată prin întrebuinţarea electrolizei, folosind curent alternativ pentru precipitarea cantitativă a fosfomolibdatului de amoniu. Prin respectarea parametrilor indicaţi, precipitarea se realizează în numai 15 s. Metoda de determinare este cea cunoscută, volumetrică.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Descrierea metodei în cartea maşinii livrate de firma Ströhlein din Düsseldorf.* R.F. a Germaniei., 1968.

[2] Prospect G 61 (*Determinarea rapidă a fosforului cu electroliză*).

Determinarea rapidă a bioxidului de siliciu din fluxuri pentru sudura automată, prin metoda volumetrică

Ing. M. PANDOR
Industria sîrmei – Cîmpia Turzii

CZ 621 791.04 : 543.24

Fluxurile pentru sudarea automată a oțelurilor cu conținut redus de carbon și a oțelurilor slab aliate sînt din punct de vedere chimic silicați preparați sintetic, avînd drept componentă predominantă silicatul de mangan.

Un mare rol în definirea calității fluxurilor îl are conținutul de SiO_2, care este componentul principal al fluxurilor de sudură automată. Determinarea gravimetrică a SiO_2, prin metoda clasică cunoscută, a dat rezultatele cele mai bune dar prezintă dezavantajul că necesită mult timp și implică respectarea cu strictețe a anumitor condiții specifice determinărilor gravimetrice.

Deoarece calitatea fluxurilor trebuie stabilită și în timpul elaborării șarjei, timp limitat între 1 și $1^1/_2$ h, s-a pus la punct metoda volumetrică descrisă mai jos :

Principiul metodei. Metoda volumetrică se bazează pe principiul precipitării acidului silicic cu fluoruri sub formă de fluosilicat de potasiu, dintr-o soluție acidă saturată cu clorură de potasiu. Prin tratarea precipitatului cu apă fierbinte se produce hidroliza acestuia cu separarea unei cantități de acid fluorhidric echivalentă conținutului în SiO_2.

$$SiO_2 + 6\,HF = H_2(SiF_6) + 2\,H_2O$$

$$H_2\,(SiF_6) + 2\,KCl = K_2\,(SiF_6) + 2\,HCl$$

$$K_2\,(SiF_6) + 3\,H_2O = 2\,KF + H_2SiO_3 + 4\,HF$$

Acidul fluorhidric pus în libertate se determină prin titrare cu hidroxid de sodiu în prezența indicatorului albastru brom tymol. Virajul este net de la galben la albastru.

Reactivii : acid clorhidric 1n, acid clorhidric 1 :1, hidroxid de sodiu 1n, hidroxid de sodiu 40%, complexon III 4%, clorură de potasiu, fluorură de sodiu 4% (40 g NaF se dizolvă în 1 litru apă fierbinte la care se adaugă 80 g de KCl, se lasă să se depună sedimentul și se filtrează în vas de sticlă parafinat sau din material plastic), hidroxid de sodiu 0,2 n, albastru brom tymol 0,1% soluție alcoolică.

Modul de lucru. Se cîntăresc 0,1 g flux, care se dizolvă în 15 cm³ acid clorhidric 1n. Se încălzește pe baie timp de 2 min, după care se mai adaugă încă 5 cm³ acid clorhidric 1 + 1 și se lasă în continuare încă 5 min pe baie. Se adaugă apoi 15 cm³ complexon III 4%. Soluția se agită 3—4 min și apoi se neutralizează cu hidroxid de potasiu 40% în prezența hîrtiei de Congo a cărei culoare se schimbă din albastru în roșu. În soluția fierbinte se adaugă 15 —20 cm³ fluorură de sodiu 4%, pentru a lega aluminiul din compoziția fluxului. Soluția se neutralizează din nou cu acid clorhidric 1+1 pînă la virarea hîrtiei de Congo din roșu în albastru. În continuare, soluția se saturează cu clorură de potasiu asfel, încît să existe în pahar 2 — 3 g de sare nedizolvată. Soluția se trece cantitativ într-un pahar Erlenmayer de 750 cm³, se adaugă 10 —15 picături albastru brom tymol și se titrează cu hidroxid de sodiu 1n, pînă la virarea indicatorului din galben în albastru, culoare care trebuie să se mențină un minut. După aceea se diluează soluția cu apă clocotită pînă la un volum de 250 cm³, se mai adaugă 1,5 cm³ indicator albastru brom tymol și se titrează cu o soluție 0,2 n NaOH, pînă la virarea indicatorului din galben în albastru.

Calculul. Conţinutul de bioxid de siliciu din proba analizată se calculează cu formula:

$$\% SiO_2 = \frac{T \cdot V \cdot 100}{A}$$

unde:

T este titrul soluţiei de hidroxid de sodiu 0,2 n stabilit prin aceeaşi metodă după o probă etalon din materialul analizat;
V — cantitatea de hidroxid de sodiu 0,2 n consumată la titrare, cm^3;
A — cantitatea de material cîntărită, g;

Pentru 0,1 g flux, 1 cm^3 NaOH 0,2 n corespund 0,03% SiO_2.

Concluzii

Metoda se aplică pentru determinări de bioxid de siliciu cuprinse între 1 şi 95%.

— Cantitatea de material care se cîntăreşte este în funcţie de conţinutul în SiO_2.

— Metoda are avantajul că precipitatul de fluosilicat de potasiu nu se separă, titrarea efectuîndu-se în prezenţa celorlalţi componenţi din soluţie.

— O determinare durează 35 min.

— Precizia determinării este de + 0,5%.

— Metoda se poate aplica pentru toate materialele pe bază de silicaţi cu conţinutul de SiO_2 cuprins între 1 şi 95% (tabela 1).

Tabela 1

Materialul	SiO_2, %		Eroarea absolută
	Metoda gravimetrică	Metoda volumetrică	
Flux	44,8	45,3	+0,5
Flux	40,3	40,8	+0,5
Flux	37,9	37,4	−0,5
Silicat de potasiu	74,3	74,8	+0,5
Talc	48,3	48,8	+0,5
Zgură	5,7	6,2	+0,5
Termicem	20,2	20,7	+0,5
Magnezită	1,3	1,8	+0,5
Cuarţ	95,0	94,5	−0,5
Diatomită	87,3	86,8	−0,5
Dolomită stabilizată	11,4	11,9	+0,5

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Zavodskaia laboratoria, nr. 2, 1963, p. 84—86.
[2] Bock D. şi Simchen. Silikattechnik, nr. 9, 1958, p. 79—82.
[3] Silikattechnik, nr. 2, 1962, p. 50—51.
[4] Voinovitch I. A. *Analize de la silice dans les silicates.* Chim. Analitique, nr. 9, 1958, p. 40.

Corelaţia dintre pierderile de cupru de la topirea concentratelor cuproase şi conţinutul de magnetită din zgure

Prof. dr. ing. **FL. OPREA** şi ing. **P. MOLDOVAN**
Institutul Politehnic – Bucureşti

CZ 622.7 : 669.3

LA CORRÉLATION ENTRE LES PERTES EN CUIVRE RÉSULTÉES LORS DE LA FONTE DES CONCENTRÉS CUIVREUX ET LA TENEUR EN MAGNÉTITE DES SCORIES

On présente l'interdépendance entre les pertes en cuivre et la teneur en magnétite des scories, problème strictement actuel pour la métallurgie non-ferreuse, et qui a constitué l'objet de nombreuses recherches et de controverses.

Basé sur une analyse thermodynamique approfondie des réactions qui ont pour résultat la formation et la réduction de la magnétite, des réactions de formation des ferrites de cuivre, ainsi que des phénomènes de solution des oxydes de fer (Fe_3O_4 et FeO) dans les mattes et dans les scories, l'ouvrage met en évidence la possibilité de diminuer l'influence négative de la magnétite lors de la fusion des concentrés cuivreux dans des fours.

Prenant comme base les données obtenues dans la pratique industrielle de la fusion en suspension des concentrés cuivreux, on a établi l'influence de la magnétite sur les pertes en cuivre dans les scories obtenues par cette technologie. À mesure que le pourcentage du Fe_3O_4 augmente, la teneur en cuivre des scories augmente, selon la relation établie à base d'éléments de mathématique statistique :

$$\%(Cu) = 1{,}392 + 0{,}0544\ (\%\ Fe_3O_4)$$

La présence de la magnétite dans les substances collées dans les fours de fusion, pour une matte (environ 30 – 35% Fe_3O_4) certifie une fois de plus l'hypothèse concernant les pertes de cuivre relativement grandes dans les scories et de leur teneur en matériel magnétique.

CORRELATION BETWEEN COPPER LOSSES DURING COPPER CONCENTRATE SMELTING AND MAGNETITE CONTENT IN SLAGS

The paper presents interdependence between copper losses and magnetite content in slags, a question of great present interest for non-ferrous metallurgy, which was subjected to a great number of researches and controversies.

Based on a through thermodynamic analyse of formation and reducing reactions for magnetite, of reactions for copper ferrite formation, as well as of dissolution phenomena for iron oxides (Fe_3O_4 and FeO) in mattes and slags, the paper emphasizes the possibility to diminish negative influence of magnetite during copper concentrate smelting in hearth furnaces.

Starting from obtained data during industrial practice of suspension melting of copper concentrates, influence of magnetite on copper losses in slags obtained by this method was established. As the Fe_3O_4 content starts rising, the copper content of the slag increases too, according to the further relation which was established based on statistical mathematics:

$$\%\ (Cu = 1.392 + 0.0544\ (\%Fe_3O_4)$$

Presence of magnetite in sows of matte smelting furnaces (about 30 – 35 Fe_2O_3) supports the hypothesis which relates high copper losses in slags to their magnetite content.

Produsele topirii pentru mată a concentratelor cuproase conţin întotdeauna o cantitate de magnetită care este nedorită deoarece formează lipituri, măreşte pierderile de cupru, favorizează creşterea viscozităţii zgurelor etc. [1] — [3].

Consideraţii fizico-chimice privind formarea magnetitei la elaborarea matelor cuproase. Cercetările privind apariţia magnetitei la topirea concentratelor cuproase au stabilit că ea poate proveni din trei surse : din concentratul şi prăjitul introdus pentru topire ; cu zgurele de convertizor care se returnează ca fondanţi ; ca rezultat al reacţiilor care au loc în timpul elaborării matei şi, în special, al reacţiei de reducere a hematitei (Fe_2O_3) din şarjă cu sulfura de fier :

$$9\,Fe_2O_3 + FeS \rightleftharpoons 6Fe_3O_4 + SO_2 + FeO \qquad (1)$$

$$K_{(1)} = \frac{a^6_{Fe_3O_4} \cdot P_{SO_2} \cdot a_{FeO}}{a^9_{Fe_2O_3} \cdot a_{FeS}}.$$

Formarea unei cantităţi suplimentare de magnetită poate fi explicată pe baza reacţiei :

$$2SO_2 + 3FeS \rightleftharpoons Fe_3O_4 + 5/2S_2 \qquad (2)$$

$$K_{(2)} = \frac{a_{Fe_3O_4} \cdot P^{2,5}_{S_2}}{P^2_{SO_2} \cdot a^3_{FeS}}$$

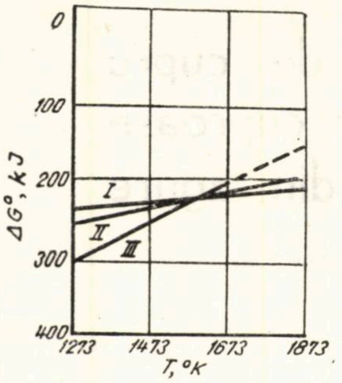


Fig. 1. Variaţia entalpiei libere a reacţiilor pe 1 mol O_2 :
I – $2/3\,FeS + O_2 = 2/3\,FeO + 2/3\,SO_2$;
II – $3/5\,FeS + O_2 = 1/5\,Fe_3O_4 + 3/5\,SO_2$;
III – $6\,FeO + O_2 = 2\,Fe_3O_4$

Tabela 1

Temperatura. °K	Reacţia (3) $FeS + 3\,Fe_3O_4 \rightleftarrows 10\,FeO + SO_2$		Reacţia (4) $FeS + Fe_3O_4 \rightleftarrows 4\,FeO + 1/2S_2$		Reacţia (5) $FeS + 4\,Fe_3O_4 \rightleftarrows 13\,FeO + SO_3$	
	$\Delta G°$, J/mol FeS	Constanta de echilibru $K_{(3)}$	$\Delta G°$, J/mol FeS	Constanta de echilibru $K_{(4)}$	$\Delta G°$ J/mol FeS	Constanta de echilibru $K_{(5)}$
1 373	+180 000	$1,395 \cdot 10^{-7}$	+88 810	$4,148 \cdot 10^{-4}$	+399 200	$6,780 \cdot 10^{-16}$
1 473	+145 600	$6,960 \cdot 10^{-6}$	+75 400	$2,100 \cdot 10^{-3}$	+359 300	$1,705 \cdot 10^{-13}$
1 573	+112 100	$1,899 \cdot 10^{-4}$	+62 510	$8,305 \cdot 10^{-3}$	+322 500	$1,934 \cdot 10^{-11}$
1 673	+ 80 100	$3,135 \cdot 10^{-3}$	+50 000	$2,720 \cdot 10^{-2}$	+287 300	$1,057 \cdot 10^{-9}$
1 773	+ 49 600	$3,425 \cdot 10^{-2}$	+38 220	$7,500 \cdot 10^{-2}$	+254 100	$3,212 \cdot 10^{-3}$

Din compararea valorilor potenţialelor termodinamice izobare standard de formare a oxizilor de fier (fig. 1) se constată că la temperaturi mai mici de ~ 1 473°K o dezvoltare deosebită o au reacţiile II şi III (fig. 1) de formare a magnetitei, acestea avînd o valoare mai negativă a entalpiei libere standard de formare $\Delta G°$. Peste această temperatură predomină reacţia I de transformare a sulfurii de fier în oxid feros. Aşa se explică faptul că, la temperaturi mari, în practică, formarea magnetitei este mult îngreuiată. Tot din aceste considerente, o serie de cercetări susţin ideea lucrului la temperaturi ridicate la elaborarea matelor deşi, în asemenea condiţii, materialele refractare sînt solicitate într-un grad însemnat.

Tabela 2

Cu în mată, %	Temperatura de echilibru a reacţiei (3)	
	°C	°K
30	1 127	1 400
40	1 130	1 403
50	1 135	1 408
60	1 142	1 415
70	1 155	1 428
79	1 207	1 480

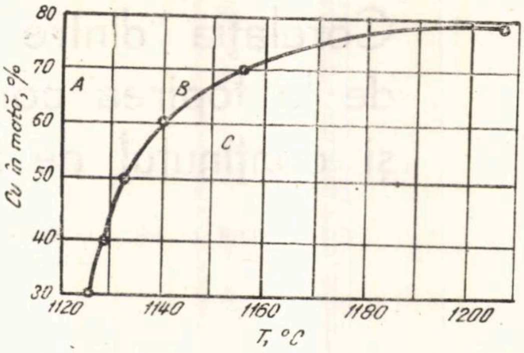


Fig. 2. Echilibrul reacţiei $3Fe_3O_{4(s)} + FeS_{(l)} = 10FeO_{(l)} + SO_2$ (3)
Zona A – zona în care este prezentată magnetita;
Zona B – zona echilibrului reacţiei (3);
Zona C – zona de reducere a magnetitei.

Magnetita formată în mata cuproasă se reduce greu [3] pînă la FeO prin interacţiunea cu FeS din mată (tabela 1). Valorile variaţiei entalpiilor libere şi valorile constantelor de echilibru corespunzătoare (tabela 1) confirmă slaba intensitate cu care decurg reacţiile (3), (4) şi (5) în special la temperaturi mici.

Datele din tabela 2 şi figura 2 arată o creştere însemnată a temperaturii de echilibru a reacţiei (3), pentru matele foarte bogate în cupru.

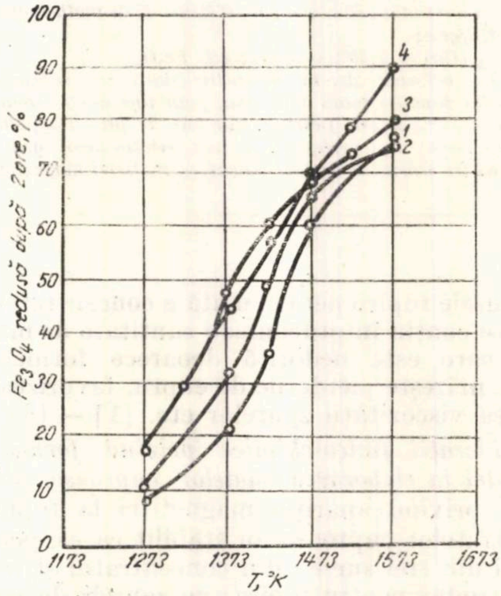


Fig. 3. Influenţa temperaturii asupra reducerii magnetitei :
1 – 80% Fe_3O_4 + 20% FeS; 2 – 67% Fe_3O_4 + 33% FeS;
3 – 50% Fe_3O_4 + 50% FeS; 4 – 33% Fe_3O_4 + 67% FeS.

Vitezele reacţiilor (3), (4) şi (5) depind într-un grad însemnat de temperatură (fig. 3) şi mai

Tabela 3

Numărul reacţiei	Reacţia	$\Delta G°$ la temperatura			$\Delta G°$ la 1 mol MeO-ferit		
		1 373°K	1 473°K	1 573°K	1 373°K	1 473°K	1 573°K
(3)	$3Fe_3O_4+FeS=10FeO+SO_2$	+35 563	+23 344	+33 481	+11 854	+7 781	+11 160
(6)	$3Fe_3O_4+FeS+5SiO_2=$ $=5(2FeO \cdot SiO_2)+SO_2$	−715,3	−1 931,1	−6 766	−238,4	−643	−2 255

puţin de compoziţia amestecului (Fe_3O_4 +FeS). Viteza de reacţie sub 1 273°K este neînsemnată; ea creşte o dată cu mărirea raportului final FeS : Fe_3O_4 în amestec dar această dependenţă nu este liniară. Ca urmare, în practică se impune menţinerea temperaturii la o valoare de peste 1 473°K, în scopul reducerii celei mai mari părţi din magnetită.

În prezenţa SiO_2 [3] reacţia dintre Fe_3O_4 şi FeS se poate desfăşura în faza de zgură mult mai energic, de la stînga la dreapta (tabela 3).

Reacţia (6) s-ar putea desfăşura cu o viteză apreciabilă numai în condiţiile unei faze lichide, în care se găsesc dizolvaţi toţi reactanţii. Mecanismul de desfăşurare a acestui proces s-ar putea ilustra în felul următor: magnetita care se formează în timpul procesului de topire se dizolvă în zgură datorită solubilităţii mari (fig. 4). Solubilitatea sa creşte cu temperatura într-o proporţie cu atît mai mare, cu cît suprafaţa de contact dintre mată şi zgură este mai mare. În acelaşi timp în zgură se dizolvă şi sulfura de fier (FeS). În acest fel, în faza de zgură se creează condiţii pentru o interacţiune energică a componenţilor dizolvaţi în zgură (Fe_3O_4, FeS, SiO_2) ceea ce duce la formarea faialitei şi la degajarea gazului sulfuros prin distrugerea magnetitei. Conţinutul de magnetită al zgurei este invers proporţional cu conţinutul său în SiO_2 şi sulf (fig. 5 şi fig. 6).

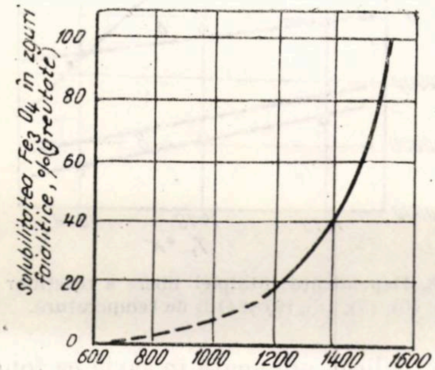


Fig. 4. Dependenţa de temperatură a solubilităţii magnetitei în zgure faialitice.

Dizolvarea FeS în zgură este determinată, într-o oarecare măsură, de compoziţia şi temperatura zgurei. La creşterea temperaturii zgurei, conţinutul ei în sulf se micşorează (fig. 7). Factorul preponderent asupra solubilităţii FeS în zgură îl constituie raportul de solubilitate a FeS dintre zgură şi mată.

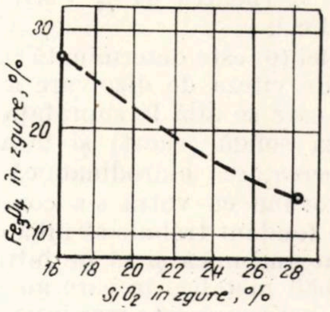


Fig. 5. Influenţa SiO_2(%) în zgure asupra Fe_3O_4(%) în zgure.

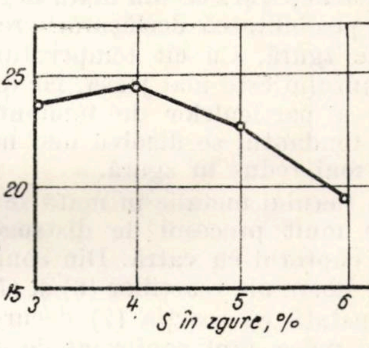


Fig. 6. Dependenţa conţinutului de magnetită în zgure de S (%) în zgure.

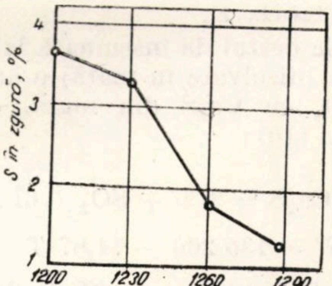


Fig. 7. Dependenţa S (%) în zgure de temperatura zgurei.

$$L_{FeS} = \frac{(FeS)}{[FeS]}.$$

Tabela 4

Nr. reacției	Reacția	Δ G° la temperatura			Δ G° la 1 mol MeO-ferit		
		1 373°K	1 473°K	1 573°K	1 373°K	1 473°K	1 573°K
(3)	$3Fe_3O_4+FeS=10FeO+SO_2$	+35 563	+23 344	+33 481	+11 854	+7 781	+11 160
(6)	$3Fe_3O_4+FeS+5SiO_2=$ $=5(2FeO \cdot SiO_2)+SO_2$	−715,3	−1 931,1	−676,6	−238,4	−643	− 2 255
(7)	$Fe_3O_4+Fe+2SiO_2=$ $=2(2FeO \cdot SiO_2)$	—	−16 090	—	—	—	—
(8)	$4Fe_3O_4+FeS+Fe+7SiO_2=$ $=7(2FeO \cdot SiO_2)+SO_2$	−16 241	−18 019	−24 071	−4 060	−4 504	− 6 017

Solubilitatea FeS în faialită la 1 290°C oscilează între 12 % (pentru 61 % FeO) și 15 % (pentru 71 % FeO).

Viteza reacției (6) este determinată în măsură însemnată și de viteza de dizolvare a fondantului cuarțos, care se află la suprafața de contact între faza solidă (cuarț) și faza lichidă (zgură). Din cercetarea hidrodinamică a masei lichide a cuptorului cu vatră s-a constatat că încărcătura de fondant trebuie să aibă o dimensiune medie cît mai mică și să fie introdusă în acea parte a băii metalice în care amestecarea fazelor de mată și zgură este mai intensă, favorizînd nu numai solubilizarea fondantului cuarțos, ci și trecerea Fe_3O_4 și FeS din mată în zgură, oferind astfel posibilitatea desfășurării reacției (6) în faza de zgură. Cu cît temperatura de topire a fondantului este mai joasă, iar dimensiunea medie a particulelor de fondant mai mică, cu atît fondantul se dizolvă mai ușor și într-un timp mai redus în zgură.

În prezența fierului metalic în mată se accelerează foarte mult procesul de distrugere a magnetitei în cuptorul cu vatră. Din compararea entalpiilor libere ale reacțiilor (6) și (7) (tabela 4) se constată că reacția (7) decurge cu viteza cea mai mare, fapt confirmat de datele literaturii și datele industriale practice. În prezența fierului metalic, reacția (8) poate avea loc cu o viteză mult mai mare decît a reacțiilor (3), (6) și (7) (tabela 4).

O contribuție destul de însemnată la reducerea magnetitei (dizolvate în mată) o are interacțiunea Fe_3O_4 cu Cu_2S din mată, conform reacțiilor (9) și (10):

$$2Fe_3O_4 + Cu_2S = 2Cu + SO_2 + 6FeO \qquad (9)$$

$$\Delta G^\circ = 135\,200 - 74{,}87\ T$$

$$2Fe_3O_4 + Cu_2S + 3SiO_2 = 3\ (2FeO \cdot SiO_2) + $$
$$+ 2Cu + SO_2 \qquad (10)$$

În prezența SiO_2 viteza reacției se mărește mult, iar entalpia liberă este dată de ecuațiile:

$$\Delta G^\circ = 61\,600 - 33{,}60\ T \quad (T < 1\,478°K)$$

$$\Delta G^\circ = 118\,360 - 79{,}6\ T \quad (T > 1\,478°K)$$

În figura 8 se arată că cele mai probabile reacții de reducere a magnetitei în cuptorul cu vatră sînt reacțiile (6), (7) și (8), care au loc

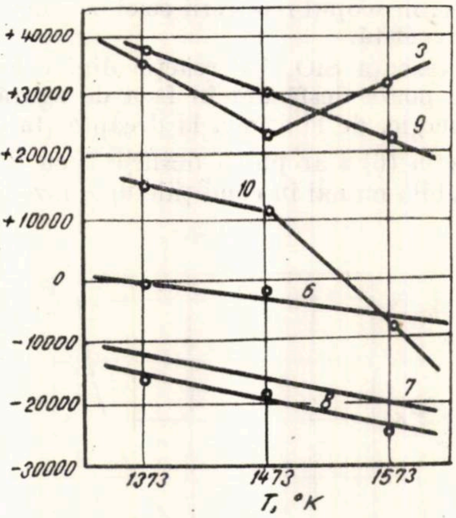


Fig. 8. Dependența entalpiei libere a reacțiilor (3), (6), (7), (8), (9) și (10) de temperatură.

în prezența silicei, adăugată în șarjă ca fondant, la un potențial termodinamic izobar mai negativ decît al celorlalte reacții.

Corelația dintre pierderile de cupru în zgure și influența oxizilor de fier. Magnetita și wustita (FeO) se dizolvă în mată în funcție de temperatură (tabela 5); solubilitatea lor se mărește o dată cu creșterea % FeS în mată.

Tabela 5

Temperatura, °C	Fe_3O_4 în soluția de zgură, %	Fe_3O_4 în soluția de faialită, %	SiO_2 liber
1 149	5,2	6,3	2,0
1 204	12,1	17,2	5,2
1 260	19,6	33,5	8,7
1 316	27,4	59,8	12,4
1 371	36,4	115,3	16,5
1 426	49,8	483,5	22,9

Sub 700°C, solubilitatea magnetitei în zgure este egală cu zero. Sulfura de cupru (Cu_2S) nu dizolvă cantități mari de oxizi de fier. Oxidul feros se elimină din mată prin zgurificarea lui cu SiO_2 cînd se formează faialita ($2FeO \cdot SiO_2$) şi, de aceea, în prezenţa SiO_2, singurul oxid de fier prezent în mată este Fe_3O_4. Se presupune că oxizii de fier dizolvaţi în mata lichidă formează eutectice cu FeS la solidificare. Solubilitatea Fe_3O_4 în mata lichidă este limitată, în mată fiind prezente de obicei cristale de magnetită liberă. După unele cercetări, se consideră că bulele de SO_2 sau sulf, formate ca urmare a reacţiei dintre FeS şi Fe_3O_4, flotează particule de mată în stratul de zgură. Viteza de flotaţie a picăturilor de mată este direct proporţională cu viteza reacţiei (3). Intensitatea reacţiei (3) este destul de mică deoarece viteza sa este mare la temperaturi ce depăşesc 1 400°C şi care nu se realizează în cuptorul cu vatră.

În prezenţa silicei, reducerea magnetitei (reacţia 6) are loc cu o viteză apreciabilă (tabela 6).

Tabela 6

Sistemul	Presiunea SO_2, mm col Hg la temperatura, °C					
	550	650	750	850	950	1 050
Fe_3O_4 – FeS	4,0	4,75	5,55	6,75	9,09	14,0
Fe_3O_4 – FeS – – SiO_2	9,0	10,5	12,50	14,50	24,0	120,0

Feriţii de cupru formaţi în zgurele de la topirea concentratelor cuproase pot fi reduşi în prezenţa FeS, SiO_2 şi a Fe metalic (care are şi un rol de catalizator al reacţiilor de reducere a feriţilor de cupru), conform reacţiilor (11), (12) şi (13) (tabela 7).

Tabela 7

Numărul reacţiei	Reacţia	ΔG° la temperatura			Δ G° la 1 mol MeO-ferit		
		1 373°K	1 473°K	1 573°K	1 373°K	1 473°K	1 573°K
(11)	$3(Cu_2O \cdot Fe_2O_3)+4FeS+5SiO_2 = =3Cu_2S+5(2FeO \cdot SiO_2)+SO_2$	– 98 714	–113 903	–124 939	–32 904	–37 967	–41 646
(12)	$4(Cu_2O \cdot Fe_2O_3)+5FeS+Fe+ +7SiO_2=7(2FeO \cdot SiO_2)+ +4Cu_2S+SO_2$	–146 912	–167 312	–181 635	–36 728	–41 828	–45 408
(13)	$Cu_2O \cdot Fe_2O_3+FeS+Fe+ +2SiO_2=2(2FeO \cdot SiO_2)+Cu_2S$	– 48 193	– 53 410	– 56 696	–48 193	–53 410	–56 696

Cea mai probabilă reacţie de reducere a feriţilor de cupru este reacţia (12), în prezenţa Fe metalic, ceea ce justifică introducerea unei cantităţi de fontă în cuptorul cu vatră în scopul reducerii pierderilor de cupru în zgure.

Probele de lipituri de pe pereţii şi vatra cuptorului de topire a concentratelor cuproase se caracterizează prin prezenţa a maximum 37% material magnetic şi 63% material nemagnetic. Acest fapt contrazice părerea generală a metalurgilor, care consideră că lipiturile de pe vatra cuptorului conţin 100% Fe_3O_4. Prin cercetări s-a ajuns la concluzia că lipiturile de pe vatra cuptorului cu reverberaţie se prezintă ca amestecuri de magnetită, feriţi de cupru şi oarecare cantitate de incluziuni de mată şi zgură.

Formarea feriţilor de cupru în timpul topirii pentru mată se poate explica prin reacţia dintre oxidul cupros (Cu_2O) şi oxizii de fier în faza de zgură. De obicei, temperatura băii la nivelul matei în cuptoarele cu vatră nu depăşeşte 1 423°K. Ea se află sub temperatura de topire a feritului de cupru ($Cu_2O \cdot Fe_2O_3$) (1 470°K) şi de aceea feritul de cupru rămîne în stare solidă şi se acumulează pe vatra şi pereţii cuptorului, formînd crustele numite lipituri.

În intervalul de temperatură caracteristic pentru lucrul cuptoarelor cu vatră mai pot avea loc următoarele reacţii :

$$0,5\ Cu_2O + 0,5\ Fe_2O_3 = CuFeO_2 \qquad (14)$$

$$K_{(14)} = \frac{a_{CuFeO_2}}{a_{Cu_2O}^{0,5} \cdot a_{Fe_2O_3}^{0,5}}$$

$$\Delta G_{1\,500°K}^{(14)} = -\ 4,9\ \text{kcal/mol}$$

$$Cu_2O + (Fe_{0,947}O)_{(l)} = CuFeO_2 + Cu \qquad (15)$$

$$K_{(15)} = \frac{a_{CuFeO_2} \cdot a_{Cu}}{a_{Cu_2O} \cdot a_{(Fe_{0,947}O)}}$$

$$\Delta G_{1\,500°K}^{(15)} = -\ 10,12\ \text{kcal/mol}$$

Dacă se admite posibilitatea existenţei fierului metalic în baia topită, este necesar să se examineze următoarele reacţii de formare a cîtorva feriţi de cupru :

$$Cu + Fe + O_2 = CuFeO_2 \qquad (16)$$

$$K_{(16)} = \frac{a_{CuFeO_2}}{a_{Cu} \cdot a_{Fe} \cdot P_{O_2}}$$

$$\Delta G_{1\,500°K}^{(19)} = -\ 64,55\ \text{kcal/mol}$$

$$Cu + 2Fe + 2O_2 = CuFe_2O_4 \qquad (17)$$

$$K_{(17)} = \frac{a_{CuFe_2O_4}}{a_{Cu} \cdot a_{Fe}^2 \cdot P_{O_2}^2}$$

$$3CuFe_2O_4 = 3CuFeO_2 + Fe_3O_4 + O_2 \quad (18)$$

$$\Delta G^{(18)}_{1500^{\circ}K} = -11{,}05 \text{ kcal/mol}$$

Este evident că reacţiile (16) şi (18) au o preponderenţă mare (ΔG° mai negativ) şi astfel se poate admite că la temperaturi înalte se formează o cantitate mică de magnetită prin descompunerea feriţilor de cupru. Este necesar să se precizeze că lipiturile conţin în mod cert în compoziţia lor FeS, Cu_2S, Fe_4S_5 şi feriţi de cupru în cantităţi însemnate, iar magnetita este un component secundar al acestor produse.

Calculul statistico-matematic al dependenţei dintre %Cu în zgurele Outokumpu (topire) şi conţinutul lor în magnetită. Pentru determinarea influenţei conţinutului de Fe_3O_4 al zgurelor de la topirea în suspensie a concentratelor cuproase (Outokumpu) asupra pierderilor de cupru în zgure, au fost recoltate o serie de probe în perioada 14.VII–21.VII.1968 pe schimburi, la Uzinele chimico-metalurgice — Baia-Mare, care au fost analizate în conţinutul de cupru şi Fe_3O_4. Dintre acestea au fost selecţionate un număr de 47 probe care au servit ca „probă martor" în calculele statistice ulterioare (fig. 9).

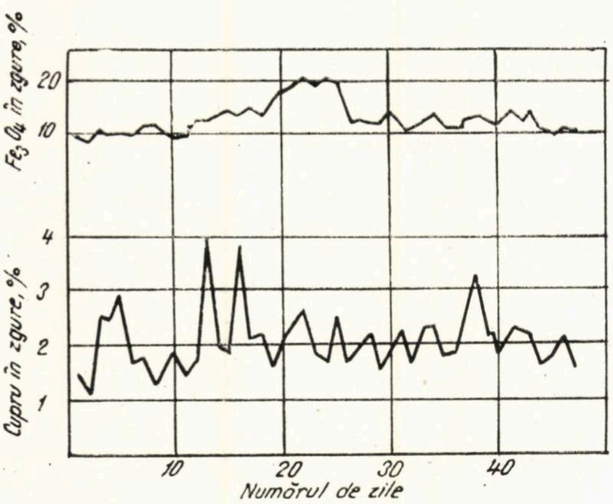


Fig. 9. Datele experimentale.

Aceste date au fost prelucrate prin metoda matematico-statistică — analiza regresivă — menţionîndu-se :

$$y = \%\text{Cu în zgură}$$

$$x = \%Fe_3O_4 \text{ în zgură}$$

$$S_x = \sum_{i=1}^{n} x_i ; \; S_y = \sum_{i=1}^{n} y_i ; \; SS_x = \sum_{i=1}^{n} x_i^2 ; \; SS_y = \sum_{i=1}^{n} y_i^2$$

$$\frac{S_x^2}{n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_i^2}{n} ; \; \frac{S_y^2}{n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} y_i^2}{n}$$

$$SP = \sum_{i=1}^{n} x_i y_i ; \; \frac{S_i S_j}{n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} x_i \cdot \sum_{i=1}^{n} y_i}{n}$$

$$SSD_x = SS_x - \frac{S_x^2}{n} ; \; SSD_y = SS_y - \frac{S_y^2}{n}$$

$$SSD_{y/x} = SSD_y - b \cdot SPD_{xy}$$

unde n reprezintă numărul probelor.

Din analiza preliminară a datelor se observă că între %Cu în zgură şi %Fe_3O_4 în zgură există o dependenţă care se poate considera lineară. Se poate considera că forma ecuaţiei de legătură între y şi x este următoarea :

$$y = a + b\,(x - \bar{x}),$$

în care :

$$a = \frac{S_y}{n}$$

$$\bar{x} = \frac{S_x}{n}$$

Prin înlocuirea în ecuaţia de mai sus a valorilor din tabela 8, ecuaţia regresivă lineară devine :

$$y = 2{,}063 + 0{,}0544\,(x - 12{,}35)$$

sau :

$$y = 1{,}392 + 0{,}0544\,x$$

Tabela 8

	x	y
n	47,00	47,00
S	580,22	97,08
SS	7 819,70	215,63
S^2/n	7 130,00	200,00
SSD	689,70	15,63
		xy
SP		1 237,44
S_iS_j/n		1 200,00
SPD_{xy}		37,44
S/n	12,35	2,063
$b = SPD_{xy}/SSD_x = 0{,}0544$		

În baza criteriului v^2 (tabela 9) din tabelele de matematică statistică [5] se observă că probabilitatea corelaţiei dintre %Cu în zgură şi %Fe_3O_4 în zgură este de ~ 99%.

Tabela 9

	Numărul gradelor de libertate, f	Dispersia	Criteriul v^2
$b \cdot SPD_{xy} = 2,04$	1	$s_2^2 = 2,04$	$v^2 = \frac{s_2^2}{s_1^2} = 6,75$
$SSD_{y/x} = 13,59$	45	$s_1^2 = 0,302$	

În calitate de coeficient de probabilitate pentru valoarea lui b se utilizează criteriul t_b, care urmează repartiția „Student'' cu 45 grade de libertate:

$$t_b = \frac{b}{\sqrt{\frac{s_1^2}{SSD_x}}} = \frac{0,0544}{\sqrt{\frac{0,302}{689,7}}} = 2,59$$

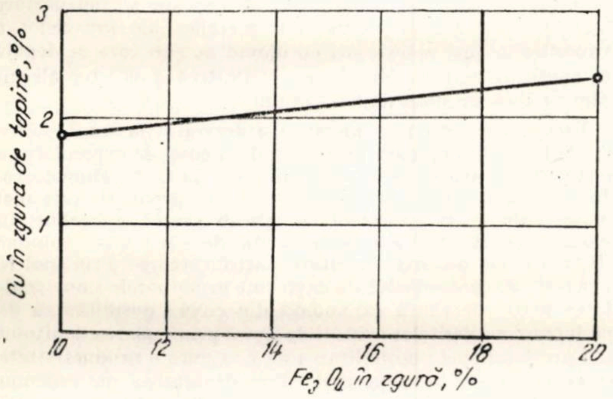


Fig. 10. Dependența Cu (%) în zgurele de la topirea în suspensie a concentratelor cuproase, de Fe_3O_4 (%) în zgure.

Probabilitatea valorii coeficientului b [5] atinge 99%.

Se desprinde concluzia că în cazul topirii în suspensie a concentratelor cuproase la Uzinele chimico-metalurgice — Baia-Mare, magnetita are o oarecare influență asupra pierderilor de cupru în zgure (fig 10) și, prin urmare, evitarea formării acesteia în cantități mari, precum și distrugerea magnetitei formate sînt două probleme care trebuie urmărite.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vaniukov A. V. și alții. Tvetnie metall, nr. 1, 1964.

[2] Gazarian L. M. *Pirometalurgia cuprului*. Moscova, 1960.

[3] Ruddle R. *The physical chemistry of copper smelting*. Institution of Mining and metallurgy, Londra, 1953.

[4] Oprea Fl. și Tibea V. *Considerații privind natura pierderilor de cupru în zgurele rezultate la topirea concentratelor cuproase în cuptoarele cu vatră*. Metalurgia, nr. 2, 1968.

[5] Hald A. *Statistical tables and formulas*, New York, 1952.

[6] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice — metale neferoase*. București, 1966.

[7] Mossman H. W. Journal of Metals — 1956, p. 1182—1841.

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Tendinţe în prelucrarea şi utilizarea zgurelor de furnal

Ing. L. AMANCEI
IPROMET
şi
ing. GH. ENE
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 669.162.275.2

Necesitatea de a spori economicitatea producţiei furnalelor determină analizarea atentă a tuturor posibilităţilor de reducere a preţului de cost atît în ceea ce priveşte consumurile şi cheltuielile de prelucrare, cît şi cele de recuperări.

În ultimii ani, în afara gazului de furnal şi a cocsului mărunt, resurse energetice importante în balanţele diferiţilor combustibili utilizaţi în combinatele siderurgice, o pondere din ce în ce mai însemnată capătă zgura de furnal prelucrată.

Producerea cimentului denumit „metalurgic", pe baza zgurelor de furnal de anumite compoziţii, granulate prin diferite procedee, constituie astăzi o practică în majoritatea ţărilor cu industrie siderurgică dezvoltată.

În ultimul timp, paralel cu granularea, se dezvoltă noi procedee de prelucrare a zgurelor de furnal, menite să satisfacă cererea sporită de înlocuitori ai materialelor de construcţie obişnuite (ca, de exemplu, agregate pentru betoane uşoare) atît din punct de vedere calitativ, cît şi cantitativ; în această categorie intră producerea zgurei expandate, a zgurei sparte şi a vatei minerale (denumită şi vată de zgură). Trebuie de asemenea menţionată utilizarea zgurelor bazice măcinate în calitate de amendament calcaros pentru solurile acide.

Granularea zgurei fiind cea mai veche metodă de prelucrare, procedeele prin care se realizează sînt mai numeroase decît în cazul celorlalte produse. Metodele cu cea mai largă aplicare sînt următoarele : granularea în jgheaburi ; granularea cu ajutorul tobelor şi granularea în bazine.

Dintre acestea granularea în bazine este cea mai simplă ; dezavantajul său principal este cantitatea mare de apă reţinută în materialul granulat. Granularea cu ajutorul tobelor permite obţinerea unui produs relativ uscat, dar necesită instalaţii ceva mai complicate şi are productivitate mai redusă. Granularea pe jgheab se plasează — din punctul de vedere al amenajărilor necesare şi al umidităţii granulatului — între celelalte două procedee ; acest sistem se aplică şi în R. S. România la instalaţiile de prelucrare a zgurei de pe lîngă secţiile noi de furnale.

La o serie de secţii noi de furnale construite în U.R.S.S• s-a aplicat procedeul de granulare pe jgheab chiar la hala de turnare a furnalelor ; după granularea propriu-zisă, produsul se transportă hidraulic la o distanţă oarecare, unde sînt amenajate instalaţiile de decantare şi expediţie. Acest procedeu a fost prevăzut la furnalele de mare capacitate de la Krivoirogstali şi Combinatul Vest-Siberian. Dificultăţi deosebite în exploatare s-au constatat nu la granularea propriu-zisă, ci la transportul hidraulic şi în special datorită abrazivităţii deosebite a zgurei. Pînă în prezent nu s-au găsit soluţii pe deplin satisfăcătoare nici pentru conducte şi nici pentru pompe.

Datorită atît complexităţii condiţiilor specifice fiecărei uzine, cît şi necesităţii de a asigura o prelucrare cît mai ieftină, zgura fiind totuşi un produs secundar, nu se poate recomanda ferm unul dintre procedee în dauna celorlalte. Dacă se acceptă în principiu că procedeele de prelucrare în instalaţii separate sînt în linii mari similare, problema alegerii metodei de granulare se reduce la soluţiile : granulare la furnal sau granulare în instalaţie centralizată. Părerile specialiştilor în acest domeniu sînt împărţite ; pentru granularea la furnal pledează eliminarea transportului zgurei topite pe cale ferată, care reprezintă un mare volum de investiţii şi de cheltuieli de exploatare, precum şi o sursă potenţială de abatere de la graficul de exploatare al furnalelor la cea mai mică defecţiune pe traseul oalelor de zgură ; împotriva acestei păreri trebuie reţinute dificultăţile în exploatarea sistemului de transport hidraulic, precum şi necesitatea de captare şi îndepărtare integrală din zona construcţiilor metalice ale furnalelor a vaporilor de apă amestecaţi cu bioxid de sulf care se degajă în cantităţi masive. Rezolvarea definitivă a acestei alegeri rămîne încă de domeniul viitorului.

Producerea zgurei expandate s-a dezvoltat la scară industrială în special pe baza procedeului cu cuvă de expandare, o instalaţie de acest tip fiind în funcţie şi la C. S. Hunedoara. Încercările de a pune la punct procedee cu productivitate mai mare, cum ar fi procedeul cu jgheab sau cu jgheaburi în cascadă (U.R.S.S.) sau în instalaţii de tip cuptor tubular (R.D.G.) nu au dat rezultate satisfăcătoare. Principalele avantaje ale procedeului cu cuvă sînt următoarele : omogenitatea masei de zgură expandată din cuvă ; posibilitatea de prelucrare a diferitelor calităţi de zgură prin reglarea debitului sau presiunii apei ; posibilitatea de a asigura o productivitate corespunzătoare compensînd discontinuitatea procedeului prin instalarea a două cuve alimentate alternativ din aceeaşi oală.

Calitatea zgurei expandate, reprezentată de o greutate volumetrică cît mai redusă în condiţiile unei rezistenţe mecanice cît mai mari, se realizează în primul rînd pe seama compoziţiei chimice corespunzătoare a zgurei topite.

Producerea zgurei sparte se rezumă de fapt la concasarea şi sortarea în diferite clase de granulaţie care variază în funcţie de destinaţia produsului : umpluturi de drumuri, materie primă pentru industria cimentului sau pentru producerea vatei de zgură, agregat pentru betoane.

În tabela 1 sînt prezentate capacităţile instalate pentru prelucrarea zgurei în cele mai importante uzine din diferite ţări. Se constată că granularea ocupă primul loc între procedeele de prelucrare, producţia de vată de zgură fiind cea mai puţin dezvoltată. De asemenea, atrage atenţia capacitatea deosebită de producere a zgurei sparte instalată în R. P. Polonă, ca şi faptul că în această ţară şi în R. D. Germană s-a trecut la prelucrarea haldelor în scopul valorificării zgurei sub formă de bulgări şi agregate. În sfîrşit, analizînd raportul dintre capacitatea instalaţiilor şi producţia aproximativă de zgură topită se poate defini tendinţa de prelucrare integrală a zgurei de furnal.

În legătură cu această tendinţă care se justifică atît prin realizarea unor materiale utile pentru diferite întrebuinţări, cît şi prin avantajele dispariţiei sau reducerii considerabile a haldelor, apar însă probleme legate de desfacerea produselor din zgură de furnal şi a raportului dintre cheltuielile de prelucrare şi preţul la care aceste produse se pot valorifica.

Practica de pînă acum arată că în nici una din ţări problema preţului de vînzare şi implicit a beneficiului şi deci a rentabilităţii prelucrării zgurei nu a primit o rezolvare unitară ; beneficiile diferă considerabil de la o uzină la alta, existînd şi situaţii în care prelucrarea zgurei se face cu pierderi.

Din cele expuse rezultă că, neţinînd seama de o serie de avantaje incontestabile, prelucrarea integrală a zgurei de

Tabela 1

Tara şi uzina	Producţia de zgură, t	Capacitatea de prelucrare a zgurei, t			
		granulare	expandare	zgură spartă	vată de zgură
R. P. Bulgaria :					
— Uz. Lenin	143 000	150 000	—	—	10 000
— Uz. Kremikovţi	545 000	450 000	—	150 000	—
R. D. Germană					
— C. Met. Ost	1 225 000	1 500 000	600 000	400 000*	—
— Uz. Maxhűtte	436 000	450 000	—	—	—
R. P. Ungară					
— Uz. Dunai Vasmű	600 000	300 000	350 000	—	—
— Uz. Lenin	500 000	250 000	110 000	—	—
— Uz. Ozd	591 000	300 000	—	...	—
R. P. Polonă					
— Uz. Lenin	1 500 000	1 000 000	540 000	1 000 000*	—
— Uz. Bierut	643 000	500 000	—	120 000	—
— Uz. Kosciusko	550 000	650 000	—	400 000*	—
R. S. România					
— C. S. Hunedoara	1 285 000	1 600 000	100 000**	—	—
— C. S. Reşiţa	500 000	500 000	—	—	—
— C. S. Galaţi	...	1 000 000	200 000**	—	—
U.R.S.S.					
— Uz. din sud		...	...	...	—
— Uz. din centru	39 586 000	...	...	...	—
— Uz. din est		...	...	...	—
R.S.C.S.					
— Uz.Vitkovice	1 061 000	400 000	—	600 000	—
— Uz. Kunčice	1 516 000	900 000	—	300 000	—
— Uz. Košice	647 000	1 200 000	300 000	145 000	—
— Uz. Třinec	1 278 000	660 000	—	...	—
R.S.F. Jugoslavia					
— Uz. Zenica	558 000	300 000	—	—	—
— Uz. Sisak	85 000	...	—	—	—
— Uz. Jesenice	65 000	...	—	—	—

... Lipsă date.
* Instalaţia prelucrează şi haldele existente.
** Exprimat în metri cubi.

furnal rămîne condiţionată de posibilităţile de desfacere a cantităţilor de zgură prelucrată la un preţ de vînzare care să satisfacă atît interesele beneficiarilor, cît şi pe ale producătorilor.

Problema devine mai complexă dacă se ţine seama de faptul că, în unele ţări, resursele naturale de materii prime pentru industria materialelor de construcţii sînt suficient de bogate şi dispuse într-o repartizare favorabilă pe teritoriu; este printre altele, situaţia din R. S. România. În acest caz, este foarte posibil ca materialele naturale să rezulte la un preţ de cost mai scăzut chiar decît al zgurei prelucrate. situaţie în care se poate pune în discuţie însăşi raţiunea prelucrării.

Se poate astfel conchide că zgura de furnal reprezintă un material ce poate fi valorificat în industria materialelor de construcţii. Rentabilitatea prelucrării zgurei de furnal trebuie analizată concret în condiţiile fiecărei ţări şi uzine, ţinînd seama atît de investiţiile şi cheltuielile de prelucrare aferente şi de implicaţiile dezvoltării haldelor, cît şi de posibilităţile reale de a înlocui materialele naturale cu produse din zgură.

Unele consideraţii şi aspecte ale dinamicii producţiei de oţel (siderurgice) pe plan mondial

Conf. ing. AL. IVANCENCO
Uzina de maşini grele—Bucureşti

CZ 669.18

Fonta şi oţelul sînt materialele de bază ale mijloacelor moderne de producţie ale unei importante părţi a bunurilor de consum. Cu toată creşterea producţiei şi a consumului maselor plastice, ale aluminiului şi ale altor metale neferoase, ponderea metalelor feroase în producţia mondială a tuturor metalelor rămîne de peste 90 %. Nu există o ramură industrială care ar putea să se dezvolte fără metal. În această privinţă, perspectivele siderurgiei mondiale sînt şi promit a fi în plină desfăşurare.

După opinia specialiştilor de la International Iron and Steel Institute consumul mondial de oţel ar putea creşte de la 500 mil. t, în 1967, la 700 mil. t, în anul 1975, şi la 2 miliarde t, în jurul anului 2000.

Obţinerea fierului din minereu a deschis o epocă nouă în istoria omenirii — a fierului, care se caracterizează prin trecerea societăţii primitive la prima formă socială — era sclavagistă.

Procesul de producere a fontei în furnal a avut loc în mijlocul secolului al XIV-lea în Europa. Etapa următoare în dezvoltarea producţiei metalurgice a început prin revoluţia industrială din secolul al XVIII-lea, în Anglia.

Sub forma actuală siderurgia s-a născut în era capitalistă, iar la sfîrşitul secolului al XVIII-lea a crescut mult sfera de utilizare a fierului, ca urmare a revoluţiei industriale.

Creşterea producţiei de maşini şi motoare, dezvoltarea intensă a construcţiilor de căi ferate, materialul rulant şi construcţiile navale au contribuit la dezvoltarea importantă a siderurgiei în secolul al XIX-lea. Producţia mondială de fontă în anul 1820 a fost de numai 1,6 mil. t; în 1850 ea a crescut pînă la 4,7 mil. t, iar în 1860, pînă la 7,6 mil. t.

Într-un ritm rapid a început să se dezvolte siderurgia în anii 70 ai secolului al XIX-lea. La aceasta a contribuit, în mare măsură, revoluţia tehnică în producţia de oţel, cînd s-a introdus procedeul Bessemer, iar după aceea, procedeele Martin şi Thomas.

Dinamica producţiei mondiale de fontă şi oţel pe perioada anilor 1870—1913 este ilustrată de următoarele date (tabela 1).

Pînă în anul 1870 90 % din producţia mondială de oţel se producea în cuptoare de afinare şi prin procedeul pudlajului.

Primul război mondial (1914—1918) a provocat o reducere bruscă a producţiei siderurgice în ţările beligerante din Europa, mai ales în Franţa, şi o creştere importantă în S.U.A., Japonia şi India.

Producţia mondială de fontă în anul 1918 (fără U.R.S.S.) a fost de 64,9 mil. t, iar cea de oţel, de 76 mil. t.

După primul război mondial în siderurgia ţărilor capitaliste din Europa nivelul producţiei dinainte de război (anul 1913) în ansamblu a fost atins la fontă abia în anul 1927, iar la oţel, în 1925. În unele ţări perioada de restabilire s-a prelungit şi mai mult. Astfel, de exemplu, Anglia a putut atinge nivelul producţiei de fontă abia în anul 1952. Procesul de restabilire a siderurgiei a fost frînat de criza economică din anii 1921—1922, care a avut efect şi în ţările din afara Europei, mai ales în S.U.A. Tabela 2 arată producţia de fontă şi oţel în unele ţări capitaliste între anii 1913 şi 1929.

Analiza dezvoltării industriei ţărilor capitaliste după anul 1929 arată că producţia industrială în aceste ţări s-a dezvoltat mult, mai ales în legătură cu pregătirile de război. Astfel, înainte de cel de-al doilea război mondial — din anul 1929 pînă în anul 1939 — producţia industrială a S.U.A. a rămas neschimbată. După aceea a crescut, în urma cererilor din partea industriei de război. După cel de-al doilea război mondial producţia industrială a scăzut ca apoi să crească în urma războiului din Coreea. Aceste tendinţe se observă în toate ţările capitaliste.

Tabela 1

Felul producţiei, mil. t	Anul					
	1870	1880	1890	1900	1910	1913
Fontă	12,1	18,2	27,6	40,7	67,3	79,3
Oţel	7,4	11,9	20,9	35,0	65,0	80,4
din care oţel de fuziune*	0,5	4,2	12,5	28,3	60,3	75,9

* Oţel obţinut în cuptoare Martin, Bessemer şi Thomas (începînd cu anul 1886).

În perioada anilor 1929 pînă în 1939 producţia totală de fontă în ţările capitaliste a scăzut cu 10 %, iar producţia de oţel a crescut cu 1 % (tabela 3).

În această perioadă de 10 ani (1929—1939) s-a dezlănţuit cea mai aprigă criză economică mondială.

În trei ani (1930—1932) în ţările capitaliste s-a produs cu 275 mil. t oţel mai puţin decît ar fi putut să fie produs păstrînd nivelul maxim din anul 1929. În anul 1932, cînd criza economică era cea mai acută, S.U.A. a rămas în urmă cu producţia de fontă, revenind la nivelul anului 1890, Anglia, la nivelul anului 1856, Germania, la nivelul anului 1887.

Creşterea producţiei siderurgice a început abia la sfîrşitul anului 1939 fiind provocată de începutul celui de-al doilea război mondial (tabelele 4 şi 5).

Tabela 2

Ţările	Fontă, mil. t					Oţel, mil. t				
	Anul									
	1913	1918	1922	1925	1929	1913	1918	1922	1925	1929
Total ţări capitaliste din care:	72,0	64,9	55,2	75,4	90,6	67,6	75,3	65,2	84,8	110,0
S.U.A.	31,5	39,5	27,5	37,1	43,1	31,8	44,5	75,3	45,1	56,1
Anglia	10,4	9,2	5,0	6,4	7,7	7,8	9,7	6,0	7,5	9,8
Germania	16,5	11,0	9,2	10,1	13,2	11,8	13,3	11,2	12,1	16,0
Franţa	5,2	1,3	5,2	8,5	10,4	4,7	1,8	4,5	7,4	9,7

Tabela 3

Țările	Fontă, mil. t					Oțel mil. t				
	Anul									
	1929	1932	1937	1938	1939	1929	1932	1937	1938	1939
Total țări capitaliste din care :	90,6	32,3	84,6	60,8	77,4	110,0	42,9	112,7	86,9	114,5
S.U.A.	43,1	8,8	37,3	19,2	32,1	56,1	13,7	51,4	28,8	47,9
Anglia	7,7	3,6	8,6	6,9	8,1	9,8	5,3	13,2	10,6	13,4
Germania	13.2	3,9	13,7	15,6	15,6	16,0	5,6	17,5	20,1	21,7
Franța	10,4	5,5	7,9	6,0	7,3	9,7	5,6	7,9	6,2	7,9

Tabela 4

Țările	Fontă, mi t				Oțel. mil. t			
	Anul							
	1939	1943	1946	1950	1939	1943	1946	1950
Total țări capitaliste din care :	77,4	101,2	65,4	106,8	114,5	142,9	94,0	152,6
S.U.A.	32,1	56,2	41,3	59,4	47,9	80,6	60,4	87,8
Anglia	8,1	7,3	7,9	9,8	13,4	13,2	12,9	16,5
R. F. a Germaniei*	15,6	13,6	2,1	9,5	21,7	18,3	2,6	12,1
Franța	7,3	4,9	3,4	7,8	7,9	5,1	4,4	8,6

*) 1939 și 1943 – toată Germania.

Tabela 5

Țările	Fontă, mil. t						Oțel, mil. t					
	Anul											
	1950	1953	1954	1955	1957	1959	1950	1953	1954	1955	1957	1959
Total țări capitaliste din care :	106,8	128,5	115,3	143,4	154,0	143,0	152,6	181,4	166,1	206,4	217,9	210,0
S.U.A.	59,4	68,8	53,2	70,6	72,0	55,1	87,8	101,2	80,1	106,2	102,3	84,8
Anglia	9,8	11,3	12,1	12,7	14,5	12,8	16,5	17,9	18,8	20,1	22,0	20,5
R.F. a Germaniei	9,5	11,6	12,5	16,5	18,4	18,4	12,1	15,4	17,4	21,3	24,5	25,8
Franța	7,8	8,7	8,8	110,0	11,9	12,5	8,6	10,0	10,6	12,6	14,1	15,8

Producția de oțel în timpul celui de-al doilea război mondial a fost maximă în anul 1943 (142,9 mil. t), depășind nivelul maxim dinainte de război cu 26,8% (112,7 mil. t în anul 1937) și fiind de două ori mai mare ca producția din anii 1914–1918.

În timpul celui de-al doilea război mondial producția de oțel a crescut mult datorită creșterii producției siderurgice în S.U.A. În timpul războiului a crescut sensibil producția de fontă și oțel în țările Americii Latine, în Dominioanele britanice, în colonii și în Japonia.

În țările europene producția siderurgică (în ansamblu) a fost mai mică în timpul războiului față de nivelul producției dinainte de război. De exemplu, în Anglia producția medie anuală de fontă și oțel în anii 1940–1944 a fost mai mică față de nivelul maxim dinainte de război cu 9,7 și 4,5%. Producția siderurgică în Franța, Belgia și Luxemburg s-a redus aproape de două ori. În Germania (luată împreună cu țările ocupate de ea) a fost, în anul 1943, de 28 mil. t fontă și aproape de 35 mil. t oțel.

Producţia totală de oţel în ţările capitaliste, ce au format coaliţia antihitleristă a fost, în anul 1943, de aproape 100 mil. t. După terminarea războiului, producţia siderurgică în ţările capitaliste a scăzut brusc, din anul 1947 a început treptat să crească, iar în anul 1949 au apărut semnele crizei economice, o creştere a producţiei începînd numai la mijlocul anului 1950, o dată cu începutul războiului din Coreea şi intensificarea înarmărilor.

În continuare, producţia siderurgică, precum şi producţia industrială, a început să crească însă neuniform (tabela 5).

După cum se vede din aceste date dinamica producţiei siderurgice în ţările capitaliste se dezvoltă în salturi. În tabelele 6 şi 7 sînt arătate producţiile de fontă şi oţel în principalele ţări industriale.

Tabela 6

Ţările	Producţia de fontă, mii t				
	Anul				
	1962	1963	1964	1965	1966
S.U.A.	60 138	65 657	78 213	80 584	83 604
Anglia	13 912	14 825	17 551	17 740	15 962
R. F. a Germaniei	24 250	22 909	27 182	26 989	25 413
Franţa	13 959	14 306	15 863	15 769	15 387
Japonia	17 972	19 936	23 778	27 502	32 018
U.R.S.S.	55 265	58 691	62 377	66 200	70 296
Italia	3 583	3 770	3 514	5 501	6 273

Tabela 7

Ţările	Producţia de oţel, mii t				
	Anul				
	1962	1963	1964	1965	1966
S.U.A.	89 202	99 120	115 150	118 985	121 660
Anglia	20 820	22 882	26 651	27 440	24 706
R. F. a Germaniei	32 563	31 597	37 339	36 821	35 316
Franţa	17 240	17 556	19 780	19 604	19 584
U.R.S.S.	76 306	80 226	85 034	91 000	96 900
Italia	9 757	10 157	9 793	12 681	13 639

Siderurgia, ca şi întreaga industrie, în ţările capitaliste se dezvoltă cu totul neuniform. Marea majoritate a producţiei de metale feroase în ţările capitaliste — aproape 85 % de fontă şi 82 % oţel — se produce în şase ţări (S.U.A., R.F.a Germaniei, Anglia, Franţa, Belgia şi Japonia. Existenţa sau lipsa resurselor de materii prime metalurgice şi de combustibil are o deosebită importanţă, însă nu decisivă, pentru dezvoltarea siderurgiei.

Dintre ţările capitaliste amintite numai S.U.A. dispune de mari resurse de minereu de fier şi cărbuni de cocsificare. Anglia şi R.F. a Germaniei îşi satisfac, în mare parte, nevoile de minereu din import.

Producţia mondială de oţel a crescut în perioada anilor 1961—1965 cu circa 100 mil. t cu următoarea dinamică (tabela 8).

Se observă că în perioada considerată producţia mondială de oţel a crescut cu circa 30 %, ceea ce demonstrează că industria siderurgică, pe plan mondial, este în plină dezvoltare.

Producţia mondială de oţel brut, cu indicarea prezumărilor pe perioada anilor 1970—1975—1980, este arătată în figura 1 [8].

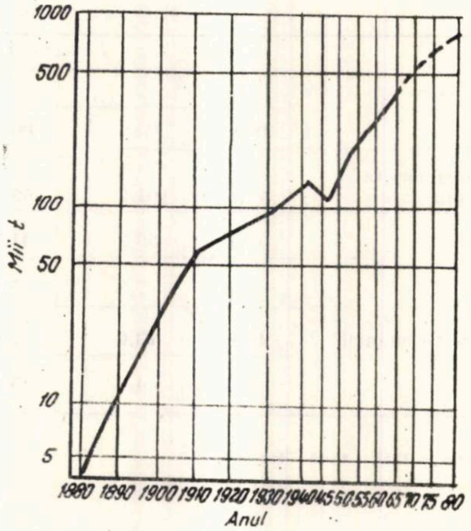


Fig. 1. Producţia mondială de oţel (brut) inclusiv prezumările pînă în anul 1980.

Tabela 9 arată repartizarea pe continente şi principalele ţări a producţiei mondiale de oţel (în mil. t).

Dinamica procedeelor de elaborare a oţelului brut este arătată în tabela 10.

În Republica Socialistă România pînă la al doilea război mondial siderurgia a fost foarte slab dezvoltată. Nivelul producţiei de fontă şi oţel în anul 1938 a fost de 133 şi 277 mii t.

După naţionalizarea industriei (iunie 1948) siderurgia a început să se dezvolte intens (tabela 11).

Tabela 8

Denumirea	Producţia mondială de oţel, mii t				
	Anul				
	1961	1962	1963	1964	1965
Producţia de oţel	354 000	361 500	387 800	438 000	459 500
din care : oţel electric	41 100 (11,85 %)	42 300 (11,70 %)	48 500 (12,4 %)	54 400 (12,4 %)	57 800 (12,6 %)
Producţia de laminate		254 100	272 900	306 900	326 000

Tabela 9

Continente și țări	Anul		
	1890	1900	1966
America de Nord	4,34	10,05	148,53
Statele Unite	4,34	10,03	139,43
Canada	—	0,02	9,29
America latină	—	—	9,16
Argentina	—	—	1,27
Brazilia	—	—	3,71
Mexico	—	—	2,76
Chile	—	—	0,52
Africa	—	—	3,60
Republica sud-africană	—	—	3,26
Asia	—	—	68,19
China Populară	—	—	12,0
Coreea de Nord	—	—	1,3
Japonia	—	—	47,8
Europa (inclusiv U.R.S.S.)	—	—	249,03
R.F. a Germaniei	2,13	6,45	35,32
Belgia	0,22	0,64	8,91
Franța	0,68	1,56	19,58
Italia	0,28	0,13	13,64
Luxemburg	0,10	0,18	4,39
Țările de jos	—	—	32,9
Total CECA	—	—	85,13
Anglia (Grande Bretagne)	3,63	4,97	24,706
Austria	0,50	1,15	3,19
Suedia	0,17	0,29	4,76
Spania	—	0,15	3,75
Germania	—	—	5,8
Ungaria	—	—	2,64
Polonia	—	—	9,71
România	—	—	3,64
Cehoslovacia	—	—	8,94
U.R.S.S.	0,38	2,19	96,50
Oceania			
Australia	—	—	5,88
Toată lumea	12,5	28,4	479,50

Tabela 10

Procedeul	Anul	
	1960	1966
Producția totală mil. t, din care :	329	460
Oțel Thomas	11,8 %	7,0 %
Oțel electric	11,0 %	13,0 %
Oțel Martin	71,8 %	56,6 %
Oțel în convertizoare cu oxigen	4,1 %	22,7 %
Alte procedee	1,3 %	0,7 %

Comparînd datele se constată o dinamică vie și continuă. Planul de perspectivă prevede producțiile, pentru anul 1970, astfel :

— fontă . . . . 4,1 mil. t ;

— oțel . . . . 6,3 mil. t.

Dacă se compară nivelele producției stabilite a se realiza în anul 1970 cu cele realizate în anul 1965, se constată creșterile următoare :

— fontă . . . . de 1,98 ori ;

— oțel . . . . de 1,86 ori

adică, practic, producția de fontă și oțel în perioada anilor 1966—1970 se va dubla.

În perioada 1966—1970 se realizează o importantă creștere a producției de oțel care, în comparație cu anul 1938, se mărește de 23 ori. În anul 1970 producția de oțel în R. S. România va fi pe locuitor de circa 320 kg (total de peste 6,3 mil. t).

Consumul de oțel pe cap de locuitor. Consumul de oțel, exprimat în echivalent de oțel brut pe locuitor, este un indicator al nivelului industrial și economic atins. Cifrele din tabela 12 oferă o indicație asupra dinamicii consumului de oțel în diferite țări, în kg/locuitor.

Cu toate că în unele țări (Suedia, S.U.A.) consumul de oțel pe locuitor depășește 620 kg, consumul mediu în lume este de numai 140 kg/an. Situația se datorează, în special, consumului scăzut de oțel în țările în curs de dezvoltare (Africa și Asia) unele din ele avînd un consum sub 20 kg.

Tendința generală în creșterea producției de oțel este mărirea ponderii oțelului produs în convertizoare cu insuflare de oxigen (LD) și cuptoare electrice, scăzînd ponderea oțelului produs în cuptoare Martin. Cea mai mare pondere a oțelului de convertizor și a oțelului electric este în Japonia și Italia.

Țările mari exportatoare de cocs sînt R. F. a Germaniei, U.R.S.S. și R. P. Polonă, iar mari importatoare de cocs sînt Belgia, Franța și Austria, deși Belgia și Franța au o producție proprie importantă.

Italia și Japonia, țări care nu au o bază proprie de cărbuni cocsificabili, își asigură cocsul metalurgic importînd cărbuni din alte țări, în special din S.U.A.

Tabela 11

Denumirea	Anul										
	1950	1955	1960	1961	1962	1963	1964	1965	1966	1967	1968
Fontă, mii t	319,8	569,5	1 014,1	1 099,2	1 510,8	1 706,0	1 924,0	2 019,2	2 198,4	2 456	2 992
Oțel, mii t	554,6	766,2	1 805,8	2 126,5	2 450,7	2 704,4	3 038,5	3 426,3	3 670,1	4 088	4 751

Tabela 12

Tara	Anul				
	1938	1953	1960	1964	1965
R. F. a Germaniei	—	285	527	579	540
R. D. Germană	—	172	247	424	439
Austria	59	126	258	271	286
Belgia-Luxemburg	180	246	275	419	330
Bulgaria	—	34	110	124	152
Danemarca	147	143	259	335	361
Spania	15	35	60	109	105
Finlanda	93	92	230	255	262
Franţa	132	198	305	356	331
Grecia	24	22	49	84	85
Ungaria	80	165	209	224	220
Norvegia	136	183	275	317	365
Italia	52	87	186	221	235
Olanda	136	195	278	327	313
Polonia	30	133	211	256	271
România	22	70	129	219	221
Anglia	227	322	424	438	424
Suedia	218	320	545	623	682
Elveţia	104	137	290	363	334
Turcia	10	25	22	26	27
Cehoslovacia	95	320	476	398	524
U.R.S.S.	103	194	296	355	376
Iugoslavia	17	39	92	121	125
Canada	127	351	307	445	460
S.U.A.	314	624	497	615	620
Japonia	84	77	200	224	421

Se remarcă în special ritmul de dezvoltare a producţiei de oţel a Japoniei, care practic îşi dublează producţia de oţel în fiecare 5 ani astfel :

1950 . . . . 4 389 mii t ;
1955 . . . . 9 400 mii t ;
1960 . . . . .22 100 mii t ;
1965 . . . . .41 160 mii t.

În anul 1959 Japonia a devenit a treia ţară industrială, luînd locul Republicii Federale a Germaniei, fiind al treilea producător de oţel din lume. Şi resursele ţării noastre de materii prime siderurgice nu satisfac nevoile siderurgiei în plin avînt. Ca şi multe alte ţări şi R. S. România completează necesarul din import, avînd mari posibilităţi de dezvoltare a siderurgiei. În anul 1975 se vor produce 10 — 10,5 mil. t oţel, iar la sfîrşitul anului 1980 siderurgia va asigura aproape în întregime necesarul de metal al economiei. Producţia de oţel pe locuitor se va apropia simţitor de cea obţinută în ţările industrial dezvoltate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ceauşescu N. *Raport la cel de-al X-lea Congres al P.C.R.* Bucureşti, Editura politică, 1969.
[2] * * * *Directivele Congresului al X-lea al P.C.R. cu privire la dezvoltarea economiei naţionale în perioada 1971—1975.*
[3] * * * *Anuarul statistic al Republicii Socialiste România,* 1969. Direcţia Centrală de Statistică.
[4] Bannîi N. P. şi alţii. *Economica ceornoi metallurghii.* Moscova, Ed. Metallurghizdat, 1960.
[5] * * * Buletin trimestriel de statistique de l'acier, Vol. XVII, nr. 1, 2 şi 3. Naţiunile Unite.
[6] Rău Al. *Elaborarea oţelurilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1962.
[7] * * * Culegere de date statistice privind siderurgia mondială. IPROMET, ianuarie, 1967.
[8] Astier J. *Evolution des procédés siderurgiques* ,,*La Métallurgie et la Construction Mecanique.* Vol. 100, nr. 5—6, 1968.
[9] Orăscu Ş. *Indicatori tehnico-economici şi statistici privind dezvoltarea pe plan mondial a industriei.* Bucureşti, I.D.T., 1967.
[10] * * * *Aspecte de la concurrence entre l'acier et d'autres materiaux.* New York, 1966.
[11] * * * *La production mondiale d'acier à l'oxigène pur.* Revue de Métallurgie, Franţa, 64, nr. 7—8, 1966.
[12] * * * *Die Erzeugnung von Sauerstoffaufblas. Stahl in der Welt auf 104 mill. t gestigen.* Stahl und Eisen, nr. 11, 1967.

Considerații privind influența vitezelor ridicate de laminare asupra principalilor parametri ai laminării la rece a benzilor din oțel

Dr. doc. prof. I. G. ASTAHOV și ing. E. CAZIMIROVICI
Institutul de oțel și aliaje – Moscova
Institutul politehnic – București

CZ 669.14 – 418 : 621.77

Dezvoltarea tehnicii laminării benzilor la cald și îndeosebi la rece se îndreaptă, în special, în direcția intensificării proceselor de deformație, intensificare care se realizează în primul rînd prin creșterea vitezelor de deformație, respectiv prin laminarea la viteze din ce în ce mai înalte.

În prezent multe din laminoarele existente de table și benzi la rece lucrează cu viteze peste 15 m/s, iar laminoarele ce se proiectează și se construiesc în acest timp vor avea viteze de laminare mult mai ridicate, depășind chiar 40 m/s. Pe acest considerent cercetarea influenței vitezei de laminare asupra parametrilor laminării tablelor și benzilor la rece reprezintă un deosebit interes cu atît mai mult, cu cît concluziile reieșite pînă în prezent din experimentările făcute sînt insuficiente și uneori contradictorii.

Parametrii procesului de laminare la rece a benzilor din oțel care depind de variația vitezei de laminare sînt : coeficientul de frecare dintre laminat și cilindrii de laminare, în cazul laminării cu sau fără ungere; grosimea laminatului după trecere și, respectiv, coeficientul de reducere; lățirea benzii laminate (pentru cazul benzilor înguste); avansul la laminare; presiunea specifică, forțele și momentele de laminare, consumul specific de energie necesar laminării; proprietățile fizico-mecanice ale laminatului după trecere.

Dintre toți acești parametri, dat fiind importanța pe care o au în procesul de laminare și datorită intensității pe care o are influența vitezei de laminare asupra lor, vor fi analizați, pe baza datelor existente pînă în prezent în literatura de specialitate, doar coeficientul de frecare, grosimea laminatului după trecere, avansul și presiunea specifică de laminare.

Influența vitezei de laminare asupra coeficientului de frecare. Dintre lucrările care au abordat studiul acestei dependențe trebuie menționată, în primul rînd, lucrarea lui Trinks, care încă înainte de 1937 a constatat că în cazul laminării benzilor la rece cu unsori tehnologice, coeficientul de frecare își micșorează valoarea o dată cu creșterea vitezei de laminare [1]; nici Trinks însă nici alți cercetători care au continuat experimentările acestuia nu au dat o explicație mulțumitoare fenomenului.

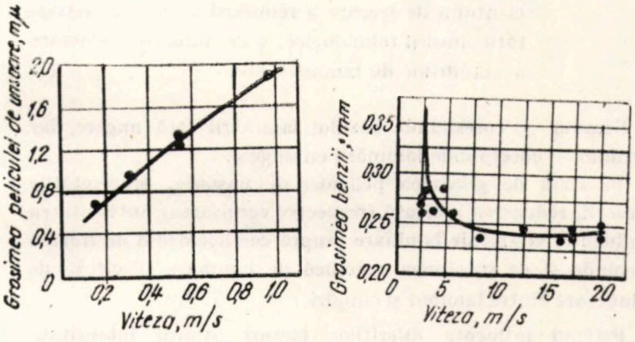
Una din explicațiile date și care se apropie mai mult de realitate se bazează pe teoria frecării și ungerii lagărelor cu alunecare, considerîndu-se fusul ca unul din cilindrii de laminare, iar o parte din cuzinet, ca laminatul ce se află pe tăblia cilindrului [1]. În acest caz micșorarea valorii coeficientului de frecare se explică prin aceea că o dată cu creșterea vitezei, frecarea semiuscată trece în frecare semilichidă, ca apoi să treacă în frecare lichidă. În tot acest interval de viteză valoarea cu care se micșorează coeficientul de frecare depinde de proprietățile unsorii folosite.

Făcînd măsurări ale grosimii peliculei de unsoare dintre laminat și cilindri în zona de deformare, A. P. Grudev și I. V. Zilberg [2] au dat o altă explicație fenomenului de scădere a coeficientului de frecare, datorită creșterii vitezei în cazul laminării cu ungere.

Ei au demonstrat că pe măsura creșterii vitezei cantitatea de unsoare tehnologică ce se adună în focarul deformației crește, ducînd la mărirea grosimii peliculei de unsoare dintre laminat și cilindri (fig. 1, *a*), ceea ce are ca urmare producerea de alunecări la nivelul granițelor dintre straturile peliculei de unsoare care produc micșorarea coeficientului de frecare.

În cazul laminării la rece fără ungere, cînd cu creșterea tezei de laminare coeficientul de frecare crește, fenomenul s-ar datora, după părerea multor cercetători, oxidării suprafeței laminatului și formării unei „pulberi abrazive" pe suprafața acestuia [3].

Dintre lucrările cele mai actuale și complete în care se prezintă caracterul dependenței $f(v)$ sînt cele elaborate de colectivul condus de D. I. Starcenko. Aceștia au executat experimentări pînă la o viteză de 30 m/s atît în condiții de laborator, pe un laminor duo Ø 300 mm, cît și în condiții uzinale, pe un laminor continuu de benzi de 1 700.



a) *b)*

Fig. 1

a – variația grosimii peliculei de unsoare în funcție de viteza de laminare;
b – variația grosimii benzii după laminare în funcție de viteza laminării (material oțel moale laminat de la 2,3 la 0,25 mm la un laminor continuu cu cinci caje).

Pentru determinarea coeficientului de frecare s-a folosit metoda avansului (considerat pentru cazul laminorului la viteze ridicate ca cea mai comodă și suficient de precisă) și o nouă relație, obținută din prelucrarea rezultatelor experimentale, de forma [4]:

$$f = \mathrm{tg}\left(\frac{\mu - 1}{\sqrt{\mu - 1} - 2\sqrt{\frac{D \cdot S \cdot}{D - h}}} \cdot \sqrt{\frac{H}{2D}}\right), \qquad (1)$$

în care :

μ este coeficientul de reducere ;

H, h — grosimea laminatului înainte și după trecere, mm ;

D — diametrul cilindrilor de lucru, mm ;

S — avansul.

Formula se recomandă în special pentru cazurile cînd $\frac{l_a}{h_{med}} > 4$.

Pentru cazul benzilor de oțel laminate atît cu ungere, cît și fără ungere, autorii au constatat că variația coeficientului de frecare în funcție de viteză este foarte intensă în special în intervalul de viteze de la 4,5 la 15,7 m/s.

În ceea ce privește influența calității și concentrării unsorii tehnologice asupra intensității dependente $f(v)$ s-a constatat că micșorarea concentrației emulsiei în emulsolă E—2 de la 10 la 2,5% practic nu influențează asupra dependenței $f(v)$, cu toate că pentru alte tipuri de unsori tehnologice micșorarea coeficientului de frecare ca urmare a creșterii vitezei este cu atît mai intensă, cu cît unsoarea folosită este mai activă (cu un procent mai ridicat de acizi grași).

Pe baza datelor experimentale obținute, D. I. Starcenko a propus următoarea relație între coeficientul de frecare și viteza de laminare :

$$f = f_0 \pm \frac{v}{a + bv} \qquad (2)$$

unde :

f_0 este coeficientul de frecare la viteza de laminare apropiată de 0 ;

v — viteza de rotire a cilindrilor de laminare ;

a și b — constante care introduc influența asupra coeficientului de frecare a reducerii, ecruisării, activității unsorii tehnologice, a gradului de prelucrare a cilindrilor de laminare etc.

Semnul + corespunde cazului laminării fără ungere, iar semnul — corespunde laminării cu ungere.

În afară de grosimea peliculei de unsoare, proprietățile unsorii, reducerea aplicată (respectiv ecruisarea), intensitatea influenței vitezei de laminare asupra coeficientului de frecare depinde și de presiunea specifică de laminare și viteza de alunecare dintre laminat și cilindri.

Privind influența diferiților factori asupra intensității variației dependenței $f(v)$ se poate preciza din concluziile unor experimentări că aceasta, pentru cazul laminării cu ungere, este cu atît mai puternică și respectiv coeficientul de frecare este cu atît mai scăzut, cu cît sînt mai mici gradul de deformare și grosimea benzii, cu cît este mai mare presiunea specifică, activitatea unsorii și grosimea peliculei de unsoare și în fine cu cît este mai înalt gradul inițial de ecruisare și, respectiv, duritatea suprafeței tăbliei cilindrilor.

Influența vitezei asupra grosimii laminatului după trecere și asupra coeficientului de alungire. Această influență numită inițial „efectul de viteză" a fost observată încă la începutul secolului al XX-lea în momentul accelerării și decelerării turației cilindrilor în timpul laminării. Astfel, s-a constatat că la un salt constant între cilindrii de laminare o dată cu creșterea vitezei la laminarea la rece fără ungere, grosimea benzii după trecere crește (alungirea scade), iar în cazul laminării cu ungere aceasta scade.

E. K. Larke analizînd rezultatele experimentărilor unui număr mare de cercetări a arătat că prin laminarea la rece cu ungerea benzilor din oțel cu procent scăzut de carbon, crescînd viteza de laminare, grosimea benzii se micșorează pînă la 30% din grosimea nominală (la o valoare constantă a distanței dintre cilindri) în intervalul de viteză 2,55 — 7,65 m/s, după care viteza crescînd pînă la 20 m/s practic nu mai influențează asupra grosimii benzii (fig. 1, *b*) [5].

Datorită interesului practic imediat, merită a fi menționate din nou lucrările colectivului condus de D. I. Starcenko care, studiind influența vitezei asupra variației grosimii benzilor laminate la rece pe un grup de patru caje a unui laminor continuu de 1 700 mm, a determinat matematic viteza critică (v), peste care abaterea față de grosimea nominală a benzii nu depășește toleranțele admise de standarde (δ_T).

Această viteză critică este dată de relația [6] :

$$v \geqslant 12{,}4 - \sqrt{2{,}65 + 477\,\delta_T} \qquad (3)$$

Micșorarea grosimii benzilor ca urmare a creșterii vitezei la laminarea la rece cu ungere se poate explica cu ajutorul concluziilor lui A. K. Certavschi [7] care susține că datorită micșorării coeficientului de frecare, ca urmare a creșterii vitezei, are loc atît o scădere a presiunii pe cilindri, cît și o micșorare a deformației elastice a cajei și a cilindrilor ce atrag după sine o mai mare reducere și, ca urmare, o grosime mai mică a benzii după laminare.

În afară de acestea după părerea lui M. D. Stone micșorarea grosimii benzii, datorită creșterii vitezei, este și rezultatul variației de temperatură în timpul laminării (temperatura metalului sau a aliajului laminat poate crește și chiar depăși 200°C) care acționează asupra plasticității laminatului scăzînd-o, cît și a variației grosimii peliculei de unsoare [8].

Pentru cazul laminării fără ungere prin experiențele lui M. I. Boiarșinov și A. F. Pimenov, făcute pe o caja de dresare a tablelor recoapte, cu reduceri sub 3%, s-a constatat mărirea saltului dintre cilindri foarte puternică pînă la o viteză de 7m/s, după care variația saltului respectiv a grosimii benzii este neînsemnată.

Aceasta se poate explica tot prin intermediul coeficientului de frecare care, crescînd datorită măririi vitezei, duce la creșterea rezistenței la deformarea metalului sau aliajului laminat, implicit la mărirea deformației elastice a cajei și a cilindrilor de lucru iar, în final, la mărirea saltului dintre cilindri.

În ceea ce privește influența diferiților factori asupra intensității cu care se produce variația grosimii benzilor în funcție de viteza de laminare la laminarea la rece cu ungere, din cercetările realizate pînă în prezent rezultă că, dependența $h(v)$ are o variație cu atît mai puternică (grosimea după laminare este cu atît mai mică), cu cît este mai mare grosimea inițială a benzii, diametrul cilindrilor și reducerea, cu cît este mai dur laminatul, deci cu cît are un grad mai înalt de ecruisare inițială, precum și cu cît este mai activă unsoarea tehnologică folosită.

Influența vitezei de laminare asupra avansului. Din importanța deosebită ce o are stăpînirea valorii avansului pentru laminoarele continue de benzi, laminoare cărora se caută a li se ridica continuu vitezele de laminare, rezultă și importanța ce trebuie dată în prezent studierii influenței vitezelor de laminare asupra valorii avansului, fenomen care pînă acum a fost foarte puțin studiat.

Se cunoaște că prin creșterea vitezei de laminare în cazul laminării la rece cu ungere, avansul se micșorează, iar la laminarea la rece fără ungere crește, lucru explicat prin variația coeficientului de frecare în funcție de viteză, în cele două cazuri de laminare (avansul fiind efectul forțelor de frecare din zona de deformare). Scăderea avansului în primul caz de laminare s-a observat că este cu atît mai intensă, cu cît laminatul este mai ecruisat (deci în cazul laminoarelor continue avansul scade de la trecere la trecere).

De asemenea, scăderea avansului este mai rapidă cînd are loc ungerea cilindrilor și a benzii decît atunci cînd se ung numai cilindrii [9].

În ceea ce privește influența diferitelor calități de unsori tehnologice asupra intensității variației avansului, în funcție de viteză, s-a constatat că avansul la laminarea cu diferite unsori variază neînsemnat, valoarea lui menținîndu-se în același domeniu de variație indiferent de unsoarea folosită.

Această concluzie trebuie însă verificată în continuare deoarece avansul, datorat în special excesului de forțe de frecare care apar în focarul deformației și care depind de activitatea unsorii folosite, variază diferit în funcție de unsorile tehnologice întrebuințate.

Se poate presupune, de asemenea, dacă se ține seama că valoarea unghiului critic depinde de coeficientul de frecare, că variația vitezei de laminare determină și o variație a valorii unghiului γ, lucru care pînă în prezent nu a fost menționat în literatura de specialitate.

Influența vitezei de laminare asupra presiunii specifice. Se poate considera că, dependența $p(v)$, în comparație cu cele prezentate mai sus, este cel mai mult studiată și posedă un volum de date experimentale și concluzii destul de însemnate.

Totuși, în majoritatea cazurilor, concluziile obținute se referă la viteze mici la care se poate considera că viteza de laminare are o influență neînsemnată asupra presiunii specifice de laminare.

Pentru ilustrare se pot menționa experiențele lui Lueg și Pomp unde pentru o creștere a vitezei de deformație de 140 ori (în intervalul 0,15 — 21,6 m/min) nu se observă nici o schimbare a valorii presiunii pe cilindri. H. Ford susține însă că acest fenomen este valabil numai pentru cazul primei treceri cînd banda este încă suficient de groasă și relativ moale; cînd banda a început să se ecruiseze și să devină mai subțire (în special după trecerea a IV-a) presiunea specifică este influențată de creșterea vitezei cu atît mai mult, cu cît grosimea inițială a benzii este mai mică și cu cît reducerea aplicată este mai mare [10].

Cercetările cele mai complete din ultimul timp privind influența vitezei asupra presiunii de laminare sînt cele executate de colectivul condus de D. I. Starcenko de la Institutul metalurgic din Jdanov, care atît în condiții de laborator, cît și în cele industriale a studiat acest fenomen într-un interval de viteză pînă la 30 m/s și în condiții foarte variate de ungere și laminare.

Astfel, s-a constatat că în cazul laminării la rece cu ungere a oțelurilor cu procent scăzut de carbon, presiunea specifică medie se micșorează cu atît mai intens, cu cît este mai înaltă viteza de laminare, mai activă unsoarea tehnologică folosită și mai mare gradul de deformare aplicat.

Pentru cazul laminării fără ungere variația este inversă, respectiv cu creșterea vitezei crește și presiunea specifică dar mai puțin intens decît intensitatea cu care scade p, la aceeași viteză, în cazul laminării cu ungere.

În ceea ce privește influența diferiților factori asupra variației dependenței $p(v)$ s-a constatat că pentru cazul laminării fără ungere, pe măsură ce banda se subțiază p crește, la început încet, după care mult mai intens, pe măsură ce începe turtirea cilindrilor prin deformație elastică.

De asemenea, cu cît raportul $h : R$ este mai mic (adică cu cît este mai mică grosimea și mai mare diametrul cilindrilor), cu atît este mai puternică creșterea presiunii pentru cazul laminării fără ungere și mai puternică scăderea presiunii la laminarea cu ungere, ca urmare a creșterii vitezei de laminare.

Explicarea influenței vitezei asupra rezistenței la deformare prin laminare la rece, avînd în vedere fenomenele care au loc în laminat în timpul deformării, după părerea multor cercetători se face pe baza celor două procese contradictorii ce au loc simultan în laminat în timpul deformației plastice sub presiune — durificarea (ecruisarea) și dedurificarea (recristalizarea).

Durificarea laminatului este rezultatul acumulării în metal a unei cantități sporite de energie internă ca urmare a deformației rețelei cristaline, a blocării suprafețelor de alunecare a dislocațiilor etc., durificare ce este din ce în ce mai însemnată pe măsura creșterii vitezei deoarece timpul pentru realizarea dedurificării se micșorează și astfel acest proces are loc doar parțial sau chiar deloc (funcție și de efectul termic care apare în timpul deformației plastice și al condițiilor de răcire a cilindrilor de laminor).

Ca rezultat al durificării sporite prin creșterea vitezei de deformație, respectiv a vitezei de laminare, are loc creșterea rezistenței la deformare a presiunii specifice de laminare.

Bineînțeles, la influența vitezei asupra presiunii pe cilindrii de laminor nu trebuie neglijată nici influența valorii coeficientului de frecare care, în special în cazul laminării cu ungere, duce în ansamblu la scăderea presiunii, ca urmare a creșterii vitezei de laminare.

Dintre relațiile matematice care dau influența vitezei de laminare sau a vitezei de deformație asupra rezistenței la deformare (de altfel în număr foarte mic pînă în prezent) este de menţionat formula lui Ţelicov care în afară de influenţa vitezei ţine cont şi de influenţa gradului de deformaţie (ε) şi a durificării metalului deformat.

În acest caz rezistenţa la deformare (σ_u) la o anumită viteză de deformaţie (u) faţă de rezistenţa la deformare statică (σ_{CT}) va fi :

$$\sigma_u = \sigma_{CT} + 3\,\eta\, u + D\,\frac{u}{A}\left(1 - e^{-A\,\frac{\varepsilon}{u}}\right), \qquad (4)$$

în care :

η este coeficientul de viscozitate al metalului deformat ;

D — modulul de elasticitate a metalului deformat ;

A — coeficient.

În încheiere, după ce s-a văzut gradul în care viteza influenţează diferiţi parametri ai procesului de deformare prin laminare la rece, se poate considera că cel puţin aceste principale dependenţe nu trebuie neglijate în stabilirea proceselor tehnologice de laminare la rece a tablelor şi benzilor, iar din punct de vedere teoretic fenomenele, prezentate foarte sumar, trebuie încă mult studiate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Billigmann J. şi Pomp A. Stahl und Eisen, nr. 8, 1954, p. 441–461.

[2] Grudev A. P. şi Zilberg I. V. *Culegere de articole.* Metalurgia şi cocsochimia, vol. 4, 1966, p. 57–62.

[3] Kapturov L. E. *Prelucrarea metalelor prin presiune.* Vol. XLVIII ,1962 ; Culegere de articole ale Institutului metalurgic din Dnepropetrovsc.

[4] Starcenko D. I. ş.a. *Prelucrarea plastică şi termică a metalelor,* 1964. Vol. XII. Culegere de articole ale Institutului metalurgic din Jdanov.

[5] Larke E. K. *Laminarea tablelor şi benzilor metalice* (traducere din limba engleză), Moscova, Metallurghizdat, 1959.

[6] Starcenko D. I. ş.a. Stal, nr. 11, 1966, p. 1015 — 1017.

[7] Certavschi A. K. *Frecarea şi ungerea la prelucrarea metalelor prin presiune.* Moscova, Metallurghizdat, 1955.

[8] Stone M. D. *Materiale asupra teoriei laminării.* Vol. VI, 1960, p. 236–242.

[9] Starcenko D. I. Ciornaia metallurghia, nr.2, 1967, p. 99–103.

[10] Ford D. *The Effect of Speed of Rolling in the Cold Rolling.* Process — J. Iron and Steel Inst., 156, 1947, p. 380–398.

Unele probleme privind perspectivele de valorificare siderurgică a nămolurilor roşii

Ing. Ov. HĂTĂRĂSCU, ing. F. SCHIEBER, ing. E. STOICOVICI şi ing, VASILICA MITRAN
Institutul de cercetări metalurgice
Uzina de alumină—Oradea

CZ 669.712.002.68

Nămolurile roşii reprezintă reziduurile de natură feroasă rezultate din procesul de fabricare a aluminei, ca urmare a faptului că materia primă — bauxita — conţine pe lîngă Al_2O_3 şi oxizi de fier. Culoarea roşie este imprimată tocmai de aceşti oxizi de fier.

În principiu, nămolurile roşii conţin apă şi constituenţi minerali, care în afară de oxizii de fier se prezintă sub formă de silico-aluminaţi, silico-titanaţi, silico-vanadaţi de sodiu şi calciu, toţi insolubili.

În prezent, în diverse ţări, se fac cercetări privind găsirea unor metode practice de utilizare rentabilă a acestor deşeuri, cunoscut fiind faptul că un număr mare de uzine producătoare de alumină nu utilizează nămolurile roşii, depozitîndu-le pe halde sau aruncîndu-le în mare.

În ţări ca S. U. A., U. R. S. S., Brazilia, care dispun de rezerve inportante de minereuri cu conţinut ridicat în fier (peste 60%), nămolurile roşii nu prezintă interes.

Chiar şi în ţările importatoare de minereuri de fier bogate (Franţa, Italia, R. F. a Germaniei) nu sînt luate în considerare decît nămolurile roşii cu conţinut de fier mai mare (peste 27%).

Una din problemele dificile de rezolvat o constituie, în primul rînd, transportul acestor nămoluri, deoarece din cauza umidităţii formează o pastă care aderă de pereţii vagoanelor, îngreuind evacuarea, iar uscarea lor necesită un consum mare de căldură (peste 230 000 kcal/t), scumpind mult costul prelucrării.

Din cauza granulaţiei foarte fine, introducerea nămolurilor roşii direct în furnal nu este posibilă fără aglomerarea lor prealabilă. Tot din acest motiv, ele pot fi aglomerate pe bandă numai în amestec cu alte minereuri, peletizarea lor fiind posibilă numai după o uscare completă.

Extragerea fierului prin metoda clasică în furnal nu permite valorificarea oxidului de aluminiu rămas în acest material, iar oxidul de sodiu rezidual duce la corodarea prematură a căptuşelii refractare a furnalului.

Luînd în considerare conţinutul de fier din nămolurile roşii şi în opoziţie cu linia de nefolosire a acestui material, se menţionează că unele uzine din R. F. a Germaniei prelucrează de multă vreme atît în furnal, cît şi în cuptoare rotative, o parte din nămolurile roşii.

O uzină de mare capacitate funcţionează în R. F. a Germaniei la Quadrat-Ichendorf, unde nămolul uscat cu ajutorul unui turbouscător tip Gerdemann se peletizează şi se introduce în furnal. Tot în vederea utilizării în furnal a nămolurilor roşii se consemnează aglomerarea acestora în prealabil în cuptor rotativ, instalaţia construită în acest scop avînd o capacitate anuală de 125 000 t [1]. Alimentarea instalaţiei cu nămol roşu se face cu o pompă, drept combustibil utilizîndu-se praf de cărbune brun. Consumul de căldură este de $1{,}1 \times 10^6$ kcal/t aglomerat, avînd o granulaţie cuprinsă între 0,6 şi 7 mm şi următoarea compoziţie chimică: 36—42% Fe; 18—22% Al_2O_3; 6—7% TiO_2; 8—10% SiO_2; 6—8% Na_2O şi 1—2% CaO.

Aglomerarea nămolurilor roşii în instalaţii prevăzute cu benzi metalice s-a cercetat şi experimentat în mai multe ţări, printre care şi în R. P. Ungară [2], [3].

Primele experienţe industriale efectuate în această ţară au avut loc în anul 1957 la Combinatul metalurgic „Dunărea" pe o cantitate de 500 t nămoluri roşii produse la Uzina de alumină din Almasfuzito. În acest scop au fost experimentate două metode de uscare: prin tratare cu zgură fierbinte şi prin amestecare cu praf de var.

Experienţele preliminare au mai arătat că nămolul roşu, tratat cu var, măreşte capacitatea instalaţiei de aglomerare, favorizînd formarea de micropelete în toba de amestec şi mărind astfel productivitatea instalaţiei de aglomerare de la 1,18 la 1,72 t/m².

Pe baza cercetărilor preliminare s-a hotărît să se amplaseze la Almasfuzito o secţie de deshidratare a nămolurilor roşii cu var, cu o capacitate anuală de circa 150 000 t. Instalaţia de deshidratare se prezintă schematic în figura 1.

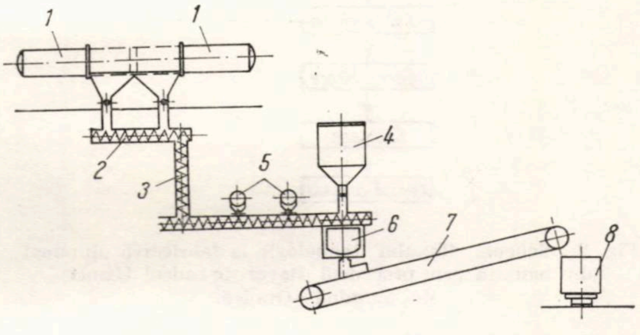


Fig. 1. Schema de principiu a instalaţiei de tratare cu var a nămolurilor roşii de la Almasfuzito (R. P. Ungară): *1* — filtre Kelly; *2* — şnec de colectare; *3* — şnec vertical; *4* — buncăr de var; *5* — filtre Kelly; *6* — amestecător; *7* — bandă transportoare; *8* — vagon.

Conform schemei, nămolurile roşii îndepărtate de pe filtrele Kelly sînt transportate la amestecător cu ajutorul unui sistem de şnekuri. În amestecător se adaugă cantitatea necesară de var dintr-un buncăr şi, de aici, cu ajutorul unor benzi transportoare, nămolurile roşii se duc direct în vagon.

În ultima vreme sînt cercetate şi alte posibilităţi pentru valorificarea nămolurilor roşii prin topirea reducătoare a acestora, folosindu-se în acest scop cuptoare rotative sau cuptoare electrice care asigură şi recuperarea aluminei (Tysland-Hole, Stürzelberg, Bouchet, Strategic-Udy etc.).

Trebuie amintite în acest context şi experienţele efectuate la scară semiindustrială la Combinatul metalurgic din Alopaevsk (U. R. S. S.), prin prelucrarea nămolurilor roşii în două trepte în cuptoare rotative [4].

De asemenea, în R. F. a Germaniei societatea „Gebrüder Giulini", în colaborare cu societatea Klöckner, studiază în fază de laborator şi pilot o metodă pentru valorificarea nămolurilor roşii, a cărei aplicare ar permite să se recupereze fierul şi alumina din cele 110 000 t nămoluri roşii ce rezultă anual la uzina Ludwigshafen [5].

În țara noastră, la Uzina de alumină din Oradea rezultă ca deșeu, în fiecare an, peste 100 000 t nămoluri roșii. Această uzină produce hidrat de aluminiu și alumină calcinată, prelucrînd, prin procedeul Bayer [6], bauxite românești din munții Pădurea Craiului și bauxite din import (în special din Iugoslavia). Schema fluxului tehnologic este redată în figura 2.

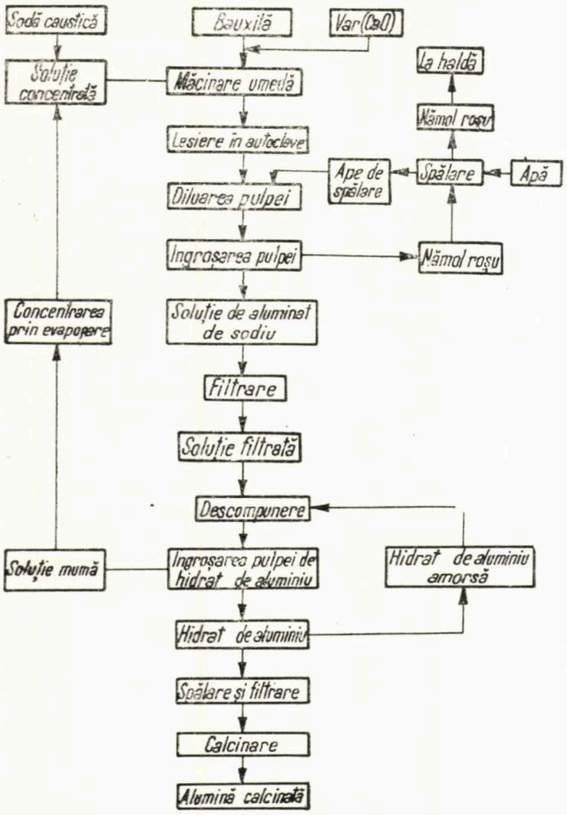

Sodă caustică
Bauxită
Var(CaO)
Soluție concentrată
Măcinare umedă
La haldă
Nămol roșu
Leșiere în autoclave
Ape de spălare
Spălare
Apă
Diluarea pulpei
Ingroșarea pulpei
Nămol roșu
Concentrarea prin evaporare
Soluție de aluminat de sodiu
Filtrare
Soluție filtrată
Descompunere
Soluție mumă
Ingroșarea pulpei de hidrat de aluminiu
Hidrat de aluminiu amorsă
Hidrat de aluminiu
Spălare și filtrare
Calcinare
Alumină calcinată

Fig. 2. Schema fluxului tehnologic la fabricarea aluminei din bauxită prin procedeul Bayer, în cadrul Uzinei de alumină — Oradea.

Bauxita cu granulația sub 30 mm se amestecă cu var în proporție de 5% greutate și se macină umed în mori cu bile pînă la finețea de 80% sub 0,056 mm. Soluțiile alcaline recirculate la măcinare conțin 280—300 g/l Na_2O. Pentru compensarea pierderilor de leșie în ciclul de fabricație se adaugă soluție de sodă caustică.

Pulpa de bauxită obținută la măcinare se trece într-o baterie de autoclave cu funcționare continuă, unde, la o temperatură de 240°C și o presiune de 33 ata, are loc solubilizarea mineralelor de aluminiu prezente în bauxită. Mineralele de fier practic nu reacționează cu soluțiile de sodă în timpul procesului de leșiere în autoclave.

Ca rezultat al leșierii bauxitei se obține o pulpă ce constă din soluție de aluminat de sodiu și reziduu insolubil (nămol roșu). Pulpa de autoclavă se diluează cu apa de la spălarea nămolului roșu și se trece la îngroșare în aparate Dorr. După îngroșare și spălare cu apă în contracurent pentru reducerea pierderilor de aluminat de sodiu și alcalii, nămolul roșu se trimite la haldă, iar lichidul deversat din îngroșătoare — soluția de aluminat — după filtrare se supune descompunerii. Descompunerea este operația inversă leșierii și, ca și aceasta, are la bază reacția :

$$Al_2O_3\ n\ H_2O + 2\ NaOH \rightleftarrows 2NaAlO_2 + (n+1)H_2O.$$

În faza de descompunere, reacția decurge de la dreapta spre stînga. Prin adaos de hidrat de aluminiu obținut în ciclurile precedente se reduce durata acestei faze.

Hidratul de aluminiu obținut după spălare și filtrare se calcinează în cuptoare tubulare la o temperatură de 1 200°C, iar soluțiile mume se concentrează și se recirculă la măcinarea bauxitei.

Uzina are capacitatea de 200 000 t alumină calcinată/an, prelucrînd bauxite cu un conținut de Al_2O_3 ce a variat între 50 și 60%.

Ca urmare a creșterii din an în an a disponibilului de nămoluri roșii, Institutul de cercetări metalurgice a luat în studiu posibilitatea valorificării siderurgice a acestora. Cu acest prilej s-au făcut determinări în ceea ce privește compoziția chimică și mineralogică a nămolurilor roșii rezultate din procesul de fabricare a aluminei la Oradea, a căror rezultate sînt prezentate în tabelele 1 și 2.

Tabela 1

Fe_t	Fe_{met}	FeO	SiO_2	Al_2O_3	TiO_2	CaO	MgO	MnO
27,82	0,16	1,76	9,98	20,60	4,87	9,41	0,36	0,15
Na_2O	C	S	P	Cu	Pb	Zn	As	P.C.
5,26	1,30	0,15	0,11	0,02	urme	0,04	0,033	9,55

Tabela 2

Denumirea mineralului	%
Hematit (Fe_2O_3)	40—45
Hidroxid de fier ($FeOOH \cdot H_2O$)	
Diaspor (AlOOH)	20
Cuarț (SiO_2)	5—10
Calcit ($CaCO_3$)	10—20
Rutil (TiO_2)	5
Clorit (silicat de Fe · Mg)	sub 1
Minerale argiloase (silicați de Al)	sub 5

Determinarea compoziției granulometrice s-a efectuat în stare umedă întrucît după uscare materialul are tendința de aglomerare în bucăți mari care, printr-o sfărîmare ulterioară, ar fi putut duce la modificarea granulometriei inițiale a acestui material.

În tabela 3 sînt prezentate rezultatele acestei determinări.

S-a determinat și greutatea volumetrică a nămolului roșu în vrac, care s-a stabilit că are o valoare de 0,870 t/m³.

Tabela 3

Clasa granulometrică, mm	%
+0,5	0,1
+0,25	1,0
+0,09	3,0
+0,075	5,5
+0,060	4,3
+0,045	2,5
−0,045	86,0

În continuare, experiențele efectuate au urmărit stabilirea susceptibilității de peletizare, reductibilitatea și capacitatea de a se concentra magnetic.

Peletizarea nămolului roșu s-a făcut utilizînd un aparat prevăzut cu un taler a cărui înclinare a fost modificată în cursul experimentărilor. De asemenea, s-a variat adaosul de apă necesar peletizării.

Din punct de vedere al formei şi uşurinţei cu care se obţin peletele se constată că nămolurile roşii, rezultate la Uzina de alumină din Oradea, au slabe proprietăţi de peletizare. Forma peletelor obţinute este neregulată iar durata procesului, mare. Prin arderea acestor pelete la temperatura de 1 150°C rezistenţa lor la compresiune creşte la 90—100 kg/peletă iar porozitatea aparentă variază între 35 şi 49%.

Încercările pentru determinarea reductibilităţii au avut drept scop stabilirea modului de comportare a nămolurilor roşii în procesul de reducere. Determinările s-au făcut pe pelete cu dimensiunea de 10—20 mm. Reducerea s-a efectuat cu gaze rezultate din conversia metanului cu CO_2, avînd următoarea compoziţie chimică: 1,8% CO_2; 48,2% CO; 48,0% H_2; 2,0% CH_4. Reducerea a avut loc la o temperatură constantă de 800°C pe probe de 1 kg pelete uscate şi pelete durificate la 1 150°C.

Din figura 3 se observă că procesul de reducere se realizează în circa 2 h şi că, practic există o diferenţă neglijabilă între viteza de reducere a peletelor calcinate şi necalcinate

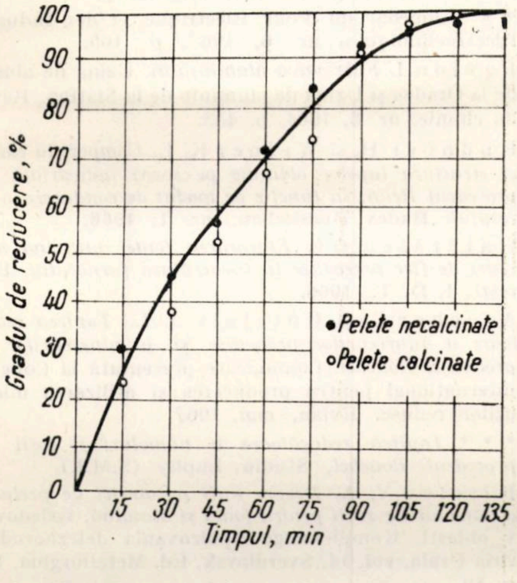


Fig. 3. Variaţia gradului de reducere în timp a nămolurilor roşii peletizate.

Din încercări se poate aprecia că nămolurile roşii sînt uşor reductibile la temperaturi sub 1 000°C.

Din încercările efectuate pentru prăjirea şi concentrarea magnetică a nămolurilor se constată că ele pot fi prăjite bine la temperaturi de 1 000°C cu sau fără adaos de carbon. După prăjire, materialul nu prezintă o capacitate bună de separare magnetică astfel, încît conţinutul de fier nu se poate ridica într-o proporţie mai mare. Nici în cazul pulberii de fier nu se observă o separare magnetică satisfăcătoare. Acest lucru se datorează compoziţiei mineralogice a nămolurilor roşii potrivit căreia sterilul şi oxizii de fier sînt foarte bine întrepătrunşi, astfel că la separarea magnetică, o dată cu oxizii de fier sînt reţinuţi şi o mare parte din ceilalţi componenţi mineralogici.

Pe baza datelor obţinute în încercările de laborator privind nămolurile roşii de la Oradea şi a celor existente în literatura de specialitate s-a stabilit schema fluxului tehnologic de materiale pentru prelucrarea acestor nămoluri, în trei variante, abordîndu-se în acelaşi timp şi unele aspecte economice. Astfel, s-a studiat prelucrarea prin topire reducătoare a nămolurilor roşii după procedeele Krupp-Renn, Bouchet şi în două trepte.

Procedeul Krupp-Renn. Schema tehnologică de prelucrare a nămolurilor roşii după acest procedeu [7], [8] se prezintă în figura 4. Conform acestei scheme, nămolurile roşii se amestecă cu calcar sau nisip şi cocs mărunt şi se introduc în cuptorul rotativ (raport CaO : SiO_2 = 0,2—0,4).

După ieşirea din cuptor, amestecul de zgură şi lupe se trece la sfărîmare şi apoi la separare magnetică, lupele urmînd a fi introduse în cuptorul electric sau în furnal. Lupele obţinute au aproximativ următoarea compoziţie chimică: 85% Fe_t; 80% Fe_{met}; 4% O_2; 11% zgură.

Introduse în încărcătura unui furnal, lupele pot duce la o scădere a consumului specific de cocs şi la o creştere a productivităţii furnalului. Trebuie menţionat şi faptul că zgura rezultată după repararea lupelor se prelucrează destul de greu pentru extracţia aluminei, datorită conţinutului mai ridicat in TiO_2 şi FeO.

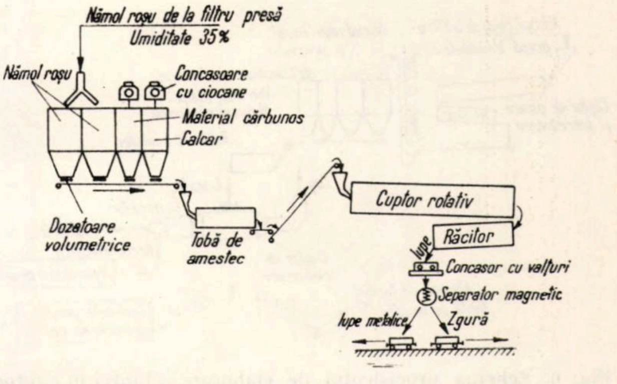

Nămol roşu de la filtru presă
Umiditate 35%
Nămol roşu
Concasoare cu ciocane
Material cărbunos
Calcar
Dozatoare volumetrice
Tobă de amestec
Cuptor rotativ
Răcitor
Lupe
Concasor cu valţuri
Separator magnetic
lupe metalice
Zgură

Fig. 4. Schema procesului de prelucrare a nămolurilor roşii după procedeul Krupp-Renn.

Procedeul Bouchet. Procedeul [9] s-a stabilit în cadrul Societăţii Metalurgice Imphy (Franţa); în prezent există instalaţii semiindustriale la uzinele din Toulouse aparţinînd Societăţii ONIA. În cadrul Societăţii Metalurgice din Imphy s-au făcut încercări de topire reducătoare a nămolurilor roşii [10], urmărindu-se obţinerea datelor de bază pentru calculul consumurilor la un cuptor industrial.

Prelucrarea nămolurilor roşii prin acest procedeu urmăreşte obţinerea fontei conform schemei tehnologice prezentate în figura 5.

Instalaţia se compune în principiu din două cuptoare rotative, unul pentru uscarea nămolurilor, al doilea pentru topirea reducătoare a nămolurilor preîncălzite. Fonta elaborată este dirijată la o maşină de turnat fontă pe bandă, iar zgura (bazicitate = 1) la o instalaţie pentru granularea zgurei, din care apoi se poate extrage alumina.

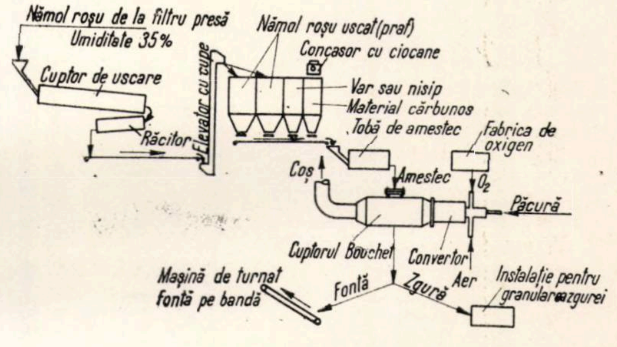

Nămol roşu de la filtru presă
Umiditate 35%
Nămol roşu uscat(praf)
Concasor cu ciocane
Cuptor de uscare
Elevator cu cupe
Var sau nisip
Material cărbunos
Tobă de amestec
Fabrica de oxigen
Răcitor
Coş
Amestec
O_2
Păcură
Cuptorul Bouchet
Convertor
Maşină de turnat fontă pe bandă
Fontă
Zgură
Aer
Instalaţie pentru granularea zgurei

Fig. 5. Schema procesului de prelucrare a nămolurilor roşii după procedeul Bouchet.

Din punct de vedere calitativ, fonta elaborată se caracterizează printr-un conţinut scăzut de siliciu, putînd fi utilizată pentru elaborarea oţelului şi prin faptul că pentru elaborarea ei nu se utilizează cocs metalurgic care este un combustibil deficitar pentru ţara noastră.

Procedeul în cuptoare rotative în două trepte. Conform acestui procedeu [4], [11] nămolul roşu este uscat şi preredus într-un cuptor rotativ, iar topirea materialului preredus, în vederea obţinerii fontei de afinare şi a zgurei suprabazice, are loc într-un alt cuptor rotativ (fig. 6).

Temperatura de prereducere în primul cuptor nu depăşeşte 1 000°C, iar materialul preredus, în stare rece, se încarcă amestecat cu cărbune şi var în cuptorul de elaborare.

Prin dozarea varului se obţine o zgură suprabazică (CaO : SiO_2 = 3) solidă, care după răcire devine autofriabilă şi din care se poate extrage uşor alumina. Temperatura în cuptor trebuie menţinută la circa 1 350°C.

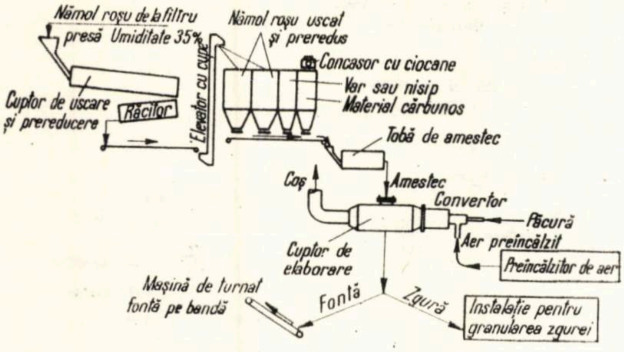


Fig. 6. Schema procedeului de elaborare a fontei în cuptor rotativ, în două trepte.

Estimînd investiţiile necesare, în cazul unei instalaţii cu o capacitate de prelucrare de 200 000 t nămoluri roşii/an, pentru fiecare variantă, precum şi consumurile specifice de materiale şi energie electrică, s-a putut efectua un calcul preliminar al preţului de cost pentru produsul obţinut.

Tona de lupe obţinute din nămolurile roşii în varianta procedeului Krupp-Renn depăşeşte 900 lei, ceea ce face ca utilizarea acestora la furnal să fie neeconomică.

În cazul procedeelor Bouchet şi în două trepte, fonta rezultată ar atinge 1 200 lei/t, ceea ce duce la avantaje economice importante. În plus, elaborarea acestei fonte nu necesită cocs, iar zgura produsă permite valorificarea oxidului de aluminiu.

Din cele prezentate rezultă că aglomerarea şi peletizarea nămolurilor roşii prezintă multe dificultăţi care îngreuiază utilizarea acestor materiale la unul din furnalele din ţara noastră. În plus, transportul nămolurilor roşii de la Uzina de alumină la furnal creează anumite dificultăţi şi impune cheltuieli suplimentare. Prelucrarea nămolului roşu prin procedeul Bouchet sau prin procedeul în două trepte, în imediata apropiere a Uzinei de alumină, reprezintă o soluţie care ar putea aduce numeroase avantaje tehnico-economice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bollinger I. şi Neth A. *Prelucrarea nămolului roşu.* Zeitschrift für Erzbergbau und Metallhüttenwesen nr. 8, 1963, p. 434.

[2] Iuhasz A. *Perfecţionarea tehnologiei în industria aluminei.* Ţvetnîie Metall, nr. 9, 1960.

[3] Borovszky A. *Prelucrarea nămolului roşu la uzinele siderurgice „Dunărea”.* Kohászáti Lapok, nr. 1, 1961, p. 10.

[4] Kudinov B. Z. *Rezultatele încercărilor semiindustriale de prelucrare a nămolurilor roşii într-o instalaţie de cuptoare rotative în două trepte.* Issledovania v oblasti Kompleksnogo Jeleznorudnogo sîria Urala vol. 14, Sverdlovsk, 1967, Ed. Metallurghia, p. 94.

[5] * * * Journal du Four Electrique et des Industries Electrochimiques, nr. 6, 1967, p. 165.

[6] Pavlon I. *Fabricarea aluminiului.* Uzina de alumină de la Oradea şi Uzina de aluminiu de la Slatina. Revista de chimie, nr. 8, 1964, p. 453.

[7] Knüppel H. şi Weiner K. L. *Compoziţia chimică şi structura lupelor obţinute pe scară industrială prin procedeul Renn, în funcţie de modul de conducere a procesului.* Radex Rundschau, nr. 1, 1966.

[8] Hătărăscu Ov. *Elaborarea fontei utilizînd minereuri de fier prereduse în încărcătura furnalului.* Bucureşti, I. D. T., 1966.

[9] Aracher C. şi Gotelais J. L. *Topirea reducătoare a minereurilor prereduse şi a minereurilor prin procedeul Bouchet.* Comunicare prezentată la Congresul internaţional pentru producerea şi utilizarea minereurilor reduse. Evian, mai, 1967.

[10] * * * *Topirea reducătoare a nămolurilor roşii prin procedeul Bouchet.* Studiu Imphy (S.M.I.).

[11] Kiselev V. A. *Despre unii parametri de prelucrare a nămolurilor roşii pentru fontă şi alumină.* Issledovania v oblasti. Komplexnogo ispolzovania Jeleznorudnogo sîria Urala, vol. 14, Sverdlovsk, Ed. Metallurghia, 1967, p. 89.

Consideraţii privind valorificarea metalelor (Zn, Pb etc.) din zgure prin procedeul Füming

Conf. ALEX. ISOPESCU şi asist. N. IONIŢĂ
Academia de Studii Economice

CZ 669.5 :669.4 :621.745.58

Zgurele obţinute la topirea reducătoare a aglomeratelor plumboase, plumbo-zincoase etc. conţin o cantitate importantă de metale utile a căror recuperare este justificată din punct de vedere tehnico-economic. Dintre procedeele utilizate pentru obţinerea metalelor din zgure pentru valorificarea integrală a Pb, Zn şi Cu, cel mai indicat este procedeul Füming, care oferă şi posibilitatea recuperării metalelor rare şi disperse, pe care le conţin zgurele. Asemenea instalaţii funcţionează în Japonia, Australia, U.R.S.S., S.U.A., Bulgaria, Canada etc. [1]—[5].

Caracteristicile tehnologice ale procedeului şi posibilităţile de aplicare în R.S.România. În principiu, acest procedeu se bazează pe insuflarea reducătoare (cu un amestec de aer şi cărbune) a băii de zgură fluidă (1 250—1 300°C) într-un cuptor vertical unde se creează condiţii ca Zn şi Pb să se reducă din combinaţiile lor. Vaporii metalici care distilă se oxidează datorită aerului în exces, fiind antrenaţi de gaze şi captaţi [1] sub formă de pulbere în instalaţii de captare a oxizilor (fig. 1).

Reacţiile chimice principale care au loc sînt de forma:

$$\mathrm{I}\begin{cases} 2C + O_2 \rightarrow 2CO + Q_1 \\ C + O_2 \rightarrow CO_2 + Q_2 \\ 2CO + O_2 \rightarrow 2CO_2 + Q_3 \end{cases} \qquad \mathrm{II}\begin{cases} MeO + CO \rightarrow Me + CO_2 \pm Q \\ MeO + H_2 \rightarrow Me + H_2O \pm Q \\ MeO + C \rightarrow Me + CO \pm Q \end{cases}$$

În condiţii industriale, în baia de zgură fluidă au loc o serie de procese de reducere, de desulfurare şi de vaporizare a metalelor, care au la bază o serie de reacţii chimice datorită acţiunii reciproce a metalelor, oxizilor, silicaţilor şi a altor componenţi ai zgurei.

Procedeul Füming comportă procese discontinue, durata unei operaţii complete cuprinzînd următoarele faze: încărcarea cuptorului cu zgură lichidă, suflarea oxidantă pentru ridicarea temperaturii băii topite, suflarea reducătoare (proces de reducere în care arderea se realizează cu 60% din cantitatea de aer necesară) evacuarea zgurei sărace. În principiu se realizează o ardere incompletă, în perioada reducerii metalelor, şi o ardere completă, în perioada încărcării şi descărcării cuptoarelor.

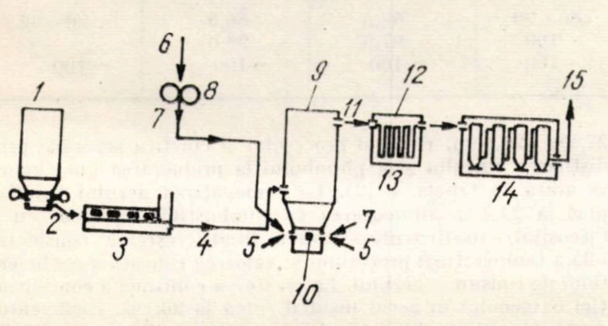


Fig. 1. Schema instalaţiei Füming:

1 — cuptor pentru topirea concentratelor (zgurelor); *2* — zgură lichidă; *3* — cuptor pentru menţinerea caldă a zgurei; *4* — zgură lichidă; *5* — aer; *6* — cărbune; *7* — cărbune praf; *8* — instalaţie de măcinare a cărbunelui; *9* — cuptor Füming; *10* — zgură săracă; *11* — gaze cu praf; *12* — vapori de apă; *13* — cazan recuperator; *14* — instalaţie pentru captarea oxizilor; *15* — gaze.

Zincul avînd o tensiune mare de vapori, în condiţiile procesului, trece sub formă de vapori, care se reoxidează, plumbul se elimină sub formă de oxid şi vapori metalici în cantitate mică (care se reoxidează).

Prin urmare, ca rezultat al proceselor fizico-chimice care au loc, principalele metale recuperate vor fi: Pb şi Zn, iar ca oxizi: Cu, Au, Ag în mată. Prafurile captate din gaze (amestec de ZnO şi PbO) conţin deseori 55—60% Zn şi 19—25% Pb; ele se pot prelucra pe cale umedă, în scopul obţinerii metalelor principale şi al valorificării celorlalte elemente pe care le conţin: indiu, germaniu etc.

Compoziţia medie a zgurelor care se prelucrează în străinătate se încadrează în următoarele limite: circa 7% Zn, 1,7% Pb, 0,9% Cu, 35% FeO, 18% CaO, 25% SiO_2.

Randamentul de extracţie a principalelor metale se prezintă astfel: $\eta_{Zn} = 70-80\%$; $\eta_{Pb} = 90-95\%$; $\eta_{Cu} = 50-60\%$.

În R.S. România, pe haldele uzinelor de metale neferoase se găsesc mari cantităţi de zgure, a căror compoziţie permite prelucrarea lor prin procedeul Füming; pe de altă parte, zgura curentă care rezultă de la procedeul I.S.P. la Uzinele din Copşa-Mică, poate fi prelucrată în vederea recuperării principalelor metale neferoase.

Compoziţia acestor zgure se prezintă în tabela 1.

Tabela 1

	Zgură haldă I.S.P., %	Zgură curentă I.S.P., %	Zgură haldă Firiza, %
Pb	cca. 1—2	1—2	1—2,5
Zn	cca. 7—10	7—10	5—6
Cu	cca. 1—1,5	1—1,5	0,8—1
SiO_2	cca.18—20	18—20	28—30
CaO	cca.24—26	24—26	8—10
FeO	cca.34—36	34—36	36—38

Zgura tratată în cuptorul Füming se poate prelucra ulterior cu adaos de pirită, într-un cuptor electric pentru colectarea cuprului sub formă de mată (10—15% Cu).

Prin urmare, aplicarea procedeului Füming la prelucrarea zgurelor din R.S. România, conform schemei din figura 1, necesită următoarele instalaţii: *a* — instalaţia de concasare a zgurelor din haldă şi a cărbunelui; *b* — cuptorul de topire a zgurelor avînd şi funcţia de a menţine caldă zgura evacuată din furnalul I.S.P.; *c* — cuptorul vertical W.J. — cuptorul Füming; *d* — cuptorul pentru recuperarea Cu; *e* — instalaţia pentru injectarea pulberii de cărbune în cuptorul Füming; *f* — instalaţia pentru recuperarea căldurii gazelor şi pentru preîncălzirea aerului necesar oxidării Zn şi Pb la ieşirea din cuptorul Füming şi pentru preîncălzirea aerului la circa 600 °C pentru insuflarea lui în cuptorul Füming, pentru arderea cărbunelui; *g* — instalaţia pentru filtrarea gazelor.

Dimensiunile tipizate ale cuptorului Füming [1] şi indicatorii de lucru la instalaţiile Füming pentru prelucrarea zgurelor din unele uzine din străinătate se prezintă în tabelele 2 şi 3.

Tabela 2

Indicatorii	Dimensiunile							
	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
Numărul chesoanelor laterale ale gurilor de vînt la o latură a cuptorului	1	2	3	4	5	6	7	8
Suprafaţa secţiunii cuptorului (la nivelul gurii de vînt, m²)	2,95	5,87	8,78	11,7	14,63	17,6	20,47	23,4
Lăţimea cuptorului, după conturul interior, la nivelul gurilor de vînt, mm	2 412	2 412	2 412	2 212	2 412	2 412	2 412	2 412
Lungimea cuptorului, după conturul interior, mm	1 250	2 440	3 230	4 860	6 070	7 320	8 480	9 690
Lăţimea cuptorului (după chesonul de vatră), mm	3 576	3 576	3 576	3 576	3 576	3 576	3 576	3 576
Lungimea cuptorului (după chesonul de vatră), mm	1 876	3 086	4 296	5 506	6 716	7 926	9 136	10 345
Capacitatea băii pentru zgură $\gamma = 3{,}6$ t/m³ şi la o adîncime a băii $H = 1$ m, t	10	21	32	43	54	65	75	85

Tabela 3

Indicatorii	Bunker-Hill (S.U.A.)	Iat-Helena (S.U.A.)	El-Paso (S.U.A.)	Treille (Canada)	Cinana (Meksica)
Productivitatea instalaţiei la 24 ore, t:					
— după zgura ce se prelucrează	500	310	650	500	630
— după zincul plecat	51—66	40—45	91	73,5	64
Dimensiunile cuptorului, m:					
lăţimea	2,4	2,44	2,44	3,0	2,4
lungimea	4,6	3,66	6,4	7,3	6,4
înălţimea	7,6	4,57	10,0	3,0	10,0
Suprafaţa în regiunea gurilor de vînt, m²	11,0	8,9	15,6	22,3	15,4
Numărul gurilor de vînt, buc.	28	22	42	68	42
Diametrul gurilor de vînt, mm.	—	38	—	38	38
Consumul de cărbune, la 1 t de zgură prelucrată, t	0,18—0,20	0,20—0,27	0,19	0,27	0,17
Durata operaţiei, min	140	140—150	100	160	90
Compoziţia zgurei ce se prelucrează, %:					
— zinc	12—14	6—14	16,2	17	12
— plumb	1—2	2—3	1,6	2,5	—
Compoziţia zgurei evacuate, %:					
— zinc	1,8	1,2	2,66	2,9	2
— plumb	—	—	0,07	0,03	—
Componenţa prafului, %					
— zinc	63	70—75	68	44—68	67
— plumb	10	6,0	6,0	10—17	8
Topirea specifică în 24 h (zgură), t/m²	45,5	37,7	41,6	22,4	41
Volatilizarea specifică (în 24 ore) a zincului, t/m²	4,7—6,0	4,5—5,05	5,84	3,29	4,16
Extragerea, %					
— zinc	86—94	86—90	87,6	86,5	90—92
— plumb	100	100	97,6	99,0	—
— cadmiu	100	~100	~100	~100	~100

Căile de intensificare a procesului de distilare a zincului şi plumbului din zgurele prelucrate prin procedeul Füming. Numeroase cercetări experimentale privind prelucrarea zgurelor prin procedeul Füming au arătat în ultimul timp importanţa suflării aerului îmbogăţit în oxigen. În scopul determinării variaţiei raportului aer suflat-cărbune, în cursul suflării se realizează o evidenţă strictă a consumului de aer primar şi secundar, iar consumul stabilit de aer secundar este menţinut automat.

Oxigenul se alimentează în cuptorul de prelucrare a zgurei cu ajutorul unui compresor experimental pentru oxigen,

În scopul obţinerii unor rezultate comparabile s-au stabilit ndicii calitativi ai funcţionării cuptorului cu suflare de aer iu volum restrîns şi după aceea cu suflare îmbogăţită cu oxigen. Conţinutul de oxigen în aerul insuflat (24,7 %; 26,1 %; 27,5 %; 29,6 %), regimul procesului şi cinetica separării prin distilarea zincului şi a plumbului la prelucrarea unor zgure se arată în tabela 4 [2]. La îmbogăţirea aerului insuflat pînă la 24,7 %, alimentarea cu combustibil s-a făcut cu o intensitate insuficientă, dovadă fiind creşterea considerabilă a temperaturii procesului şi valoarea ridicată a coeficientului de consum a aerului. La creşterea continuă a concentraţiei oxigenului în aerul insuflat, pînă la 26,1 %, coeficientul de consum al aerului este adus în concordanţă cu necesităţile regimului tehnologic de suflare printr-o oarecare reducere a cantităţii de aer insuflat şi prin mărirea intensităţii de alimentare cu combustibil (pînă la 39—42 kg/min).

Un număr considerabil de operaţii se caracterizează prin temperatura moderată a zgurei atît la ieşirea din cuptor, cît şi în decursul întregului ciclu Füming.

Tabela 4

Indicatorii	Conţinut de oxigen în aerul insuflat, % 20,9	24,7	26,1	27,5	29,6
Greutatea medie a şarjei, t	10,3	19,0	20,0	22,0	20,0
Durata min. :					
a ciclului de insuflare	150	114	105	111	84
a alimentării cărbunelui	142	108	100	101	80
Conţinutul în zgură, % :					
înainte de suflare :					
zinc	13,4	12,4	12,2	10,4	10,8
plumb	1,9	1,3	1,5	1,07	1,15
după suflare :					
zinc	3,5	3,8	2,2	1,75	2,1
plumb	0,27	0,21	0,27	0,20	0,20
Intensitatea suflării, m^3/min	176	169	158	150	137
Consumul de oxigen tehnic :					
m^3/min	—	8,0	10,3	12,5	15,0
m^3/t zgură	—	47,0	54,0	63,0	63,0
Intensitatea alimentării cu cărbune, kg/min	34,8	37,1	40,8	41,4	41,7
Coeficientul de calcul al consumului de aer, a	0,66	0,65	0,62	0,61	0,58
Încărcarea specifică calorică a băii,					
mii KJ/min, t zgură	29,4	31,0	29,8	26,9	27,7
mii kcal/min, t zgură	(7,0)	(7,4)	(7,1)	(6,4)	(6,6)
Temperatura zgurei la ieşire, °C	1 200	1 272	1 226	1 235	1 237
Viteza de distilare, kg/min :					
zinc	14,5	15,6	18,8	19,0	22,1
plumb	2,2	2,0	2,5	1,92	2,4
Extracţia în sublimate, % :					
zinc	74,0	69,5	82,0	82,1	80,5
plumb	85,8	83,9	82,2	71,1	82,6
Consumul de cărbune, kg/t zgură	247	211	204	185	160
Productivitatea cuptorului în zgură, t/m^2 zi	23,8	31,6	35,2	36,6	44,0
Creşterea productivităţii, %	100	132	148	156	185
Economia de cărbune, %	—	15,0	16,6	25,0	34,4

Obs.: Arderea incompletă a combustibilului este luată egală cu 8%.

Viteza de distilare a zincului [2], [3] creşte o dată cu creşterea conţinutului de oxigen în aerul insuflat (fig. 2). Creşterea cea mai mare a vitezei se observă la concentraţia oxigenului de 29,6%, cu toate că zgurele prelucrate cu suflare de aer îmbogăţit conţin mai puţin zinc. Se poate presupune că în condiţiile unui conţinut egal de zinc în zgura iniţială, creşterea vitezei de distilare a zincului va fi şi mai mare (fig. 2).

Viteza de sublimare a plumbului cu suflare de aer depinde într-o măsură mai mare de temperatura procesului decît de concentraţia CO în fază gazoasă. După cum se ştie, distilarea plumbului nu determină durata ciclului Füming. Intensificarea distilării zincului, care se realizează prin creşterea concentraţiei de CO în faza gazoasă şi prin menţinerea regimului de temperatură, este însoţită de creşterea vitezei de sublimare a plumbului (fig. 2 şi 3). Pe măsura creşterii concentraţiei oxigenului în aerul insuflat [2], creşterea relativă a vitezei de distilare a plumbului este ceva mai mică decît aceea pentru zinc (fig. 3).

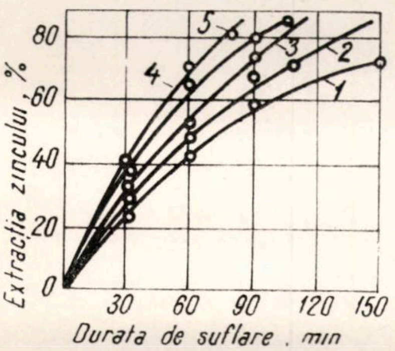


Fig. 2. Extracţia zincului din zgură în funcţie de conţinutul de oxigen în aerul insuflat ; *1* — 21 % ; *2* — 24,7 % ; *3* — 26,1 % ; *4* — 27,5 % ; *5* — 29,6 %.

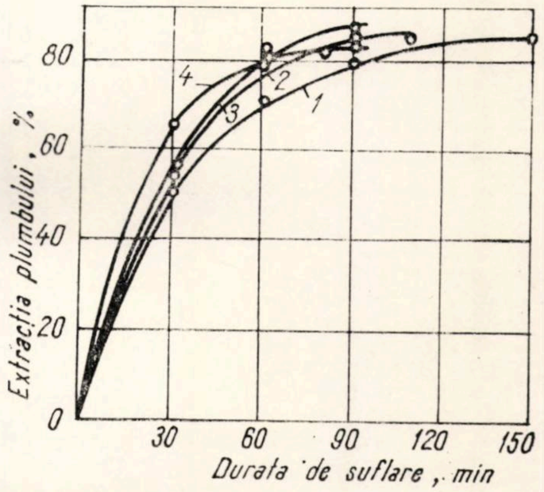


Fig. 3. Extracţia plumbului din zgură în funcţie de conţinutul de oxigen în aerul insuflat : *1* — 21,0 % ; *2* — 24,7 % ; *3* — 27,5 % ; *4* — 29,6 %.

Prin urmare, îmbogăţirea aerului insuflat cu oxigen nu numai că permite să se reducă ciclul general Füming (fig. 4) şi consumul de combustibil prin creşterea bruscă a vitezei de distilare a zincului, dar şi să se îmbunătăţească indicatorii calitativi de extracţie a plumbului în produsele sublimate.

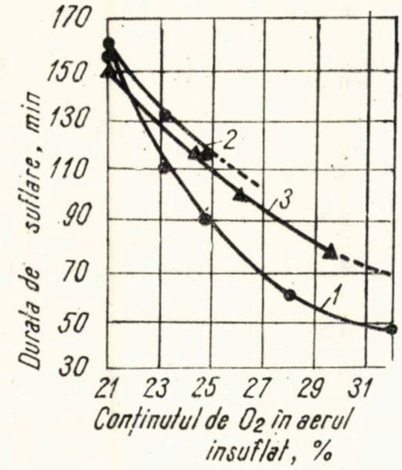


Fig. 4. Variaţia duratei de insuflare în funcţie de conţinutul de oxigen în aerul insuflat :

1 – conţinutul teoretic pentru Uzinele Treille ; *2* – pe baza rezultatelor experienţelor la uzinele Treille ; *3* – pe baza rezultatelor încercărilor sovietice.

Exploatarea cuptorului cu insuflare de aer îmbogăţit în oxigen necesită o menţinere uniformă a raportului dintre aerul suflat şi cărbune deoarece în condiţiile îmbogăţirii aerului, chiar la o creştere neînsemnată a consumului de aer insuflat (fără creşterea corespunzătoare a alimentării cu combustibil), în zona gurilor de vînt are loc o creştere rapidă a temperaturii zgurei ; reducerea volumului aerului insuflat are ca urmare creşterea conţinutului de CO şi de particule nearse de praf de cărbune în gazele de evacuare, fapt care influenţează negativ funcţionarea cazanului recuperator.

Rezultatele experimentale privind insuflarea aerului îmbogăţit cu oxigen în cuptorul Füming permit stabilirea unei ecuaţii de forma [2], [3] :

$$\tau = ak^2 + bk + c, \qquad (1)$$

unde :

τ este durata ciclului, min. ; k — concentraţia O_2 în aerul insuflat, % ; a, b şi c — constante.

Conţinutul optim de oxigen în aerul insuflat, calculat din ecuaţia (1), a fost egal cu : 32,3%, conform datelor de la Uzinele Treille, 32,1 %, conform rezultatelor experienţelor sovietice, 31,6 %, conform datelor calculate.

Trebuie menţionat că, ecuaţia (1), care corespunde corelaţiei parabolice dintre τ şi k, este obţinută pe baza rezultatelor încercărilor experimentale, în care o dată cu creşterea cantităţii de oxigen în aerul insuflat, încărcarea calorică a băii (cantitatea de căldură care se introduce în unitatea de timp) se menţine în primă aproximaţie constantă. Această condiţie nu scade eficacitatea utilizării oxigenului. Prin urmare, ecuaţia (1) este valabilă pînă la concentraţii ale oxigenului la care coeficientul de consum al aerului scade pînă la 0,5, adică pînă la 30 — 32 %O_2. Îmbogăţirea mai departe a aerului insuflat cu oxigen (fără reducerea volumului total) este imposibilă fără creşterea temperaturii zgurei şi, prin urmare, are loc intensificarea sublimării zincului.

La concentraţii de oxigen, în aerul insuflat, mai mari de 30—32 %, are loc creşterea forţată a temperaturii zgurei, paralel cu creşterea cantităţii de oxid de carbon în fază gazoasă ; gradul maxim de intensificare datorită creşterii presiunii parţiale a oxidului de carbon, în cazul coeficientului constant de transmisie a căldurii, se va realiza la concentraţia oxigenului de 30—32 %.

La concentraţii de oxigen în aerul insuflat mai mari de 30 — 32 %, intensificarea procesului sublimării zincului presupune utilizarea ambilor factori care reglează viteza dezincării (P_{CO} şi temperatura). În condiţiile regimului de suflare normală, creşterea vitezei de trecere a zincului în fază gazoasă, în cazul suflării aerului cu o concentraţie mare de oxigen, este posibilă în cazul realizării stării apropiate de cea de echilibru dintre gazul reducător şi topitura de zgură ; posibilitatea creşterii temperaturii procesului peste 1 300°C este limitată de particularităţile constructive ale cuptoarelor Füming.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea Fl. ş. a. *Metalurgia plumbului, cuprului şi zincului.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1965.

[2] Ciumarev V. M. *Influenţa îmbogăţirii aerului cu oxigen asupra distilării Zn şi Pb din zgure.* Ţvetnie Metali 7, 1965, p. 25.

[3] Lakernik M. Sevrincov. *Metallurghia ţvetnîh metallov.* Moscova, Metallurghizdat, 1957.

[4] Rey M. *Cours de métallurgie des métaux non-ferreux.* Paris, E.N.S.M.P., 1959.

[5] Loscutov M. *Metalurgia plumbului.* Moscova, 1965.

RECENZII

Colectiv A. Constantinescu. **Îndreptar de fonte şi oţeluri**. Bucureşti, Editura tehnică, 1969.

Iniţiativa Editurii tehnice de a pune la îndemîna inginerilor şi tehnicienilor un ,,Îndreptar de fonte şi oţeluri'' răspunde unei cerinţe acute, apărută ca urmare a diversificării producţiei de materiale metalice şi de maşini, utilaje, scule şi construcţii metalice şi a epuizării lucrărilor similare editate anterior.

Lucrarea a apărut sub coordonarea ştiinţifică a ing. A. Constantinescu care este şi autorul capitolului I intitulat ,,Rolul materialului metalic în proiectare''.

În capitolul II ,,Fonte turnate în piese'', după o clasificare a fontelor se prezintă compoziţia chimică şi caracteristicile principalelor grupe de fonte, indicîndu-se pentru fiecare domeniul de folosire şi criteriile de alegere. Capitolul conţine un material bogat, selectat şi ordonat cu competenţă.

Capitolul III ,,Oţeluri de uz general'' cuprinde datele privind clasificarea, compoziţia chimică, caracteristicile tehnologice şi de exploatare, domeniile de folosire şi criteriile de alegere a principalelor grupe de oţeluri : de construcţie, tratate termic, rezistenţe mecanice la temperaturi înalte, anticorosive, refractare pentru automate, pentru călire superficială, pentru nitrurare.

Datele prezentate sînt deosebit de interesante, permiţînd şi o comparare a oţelurilor româneşti cu cele similare produse în alte ţări. Este totuşi de remarcat faptul că, oţelurile pentru călire superficială şi pentru nitrurare ar fi trebuit prezentate împreună cu cele tratate termic. În acest fel ar fi fost posibilă o apreciere mai unitară a modului de luare în considerare a factorilor metalurgici la alegerea lor.

În capitolul IV ,,Oţeluri cu destinaţie precizată'', pentru fiecare grupă principală de produse (şuruburi şi piuliţe, construcţii din beton armat, recipiente sub presiune, conducte forţate sudate, arcuri, supape, construcţii navale, table de ambutisare, rulmenţi) sînt prezentate oţelurile care se utilizează în mod curent, indicîndu-se caracteristicile tehnologice şi de exploatare, pe baza cărora se alege materialul şi se stabileşte tehnologia de prelucrare. Este remarcabil faptul că autorii nu se limitează la prezentarea prescripţiilor standardizate ci fac precizările privind acei parametri tehnologici care se stabilesc în funcţie de forma şi dimensiunile produsului.

Capitolul V ,,Oţeluri de scule'' prezintă compoziţia chimică, caracteristicile tehnologice şi de exploatare şi destinaţia principalelor grupe de oţeluri : pentru scule aşchietoare propriu-zise, pentru pile, pentru ferăstraie, pentru prelucrarea la rece fără degajare de aşchii, pentru scule de prelucrare la cald etc.

În ceea ce priveşte conţinutul lucrării este de remarcat faptul că îndreptarul nu cuprinde şi grupa oţelurilor turnate în piese, deşi problemele privind alegerea şi prelucrarea lor sînt diverse şi complexe.

Fiind un îndreptar, lucrarea îşi propune caracterizarea oţelurilor şi a fontelor în aşa fel, încît alegerea lor să se poată face ţinînd seamă de condiţiile de prelucrare a materialului metalic sub formă de produs finit şi de condiţiile în care acesta este destinat să lucreze în exploatare.

Modul în care se pune şi se tratează problema colaborării dintre proiectant şi producătorul de metal, pentru alegerea celui mai potrivit material metalic este prezentat în capitolul I. În acest capitol autorul, după ce prezintă ,,Consideraţii privind proiectarea'' (subcapitolul 1.1), abordează aspectul principal al conţinutului şi scopului lucrării ,,Utilizarea proprietăţilor mecanice ale metalelor în proiectare'' (subcapitolul 1.2).

Examinînd problema din punctul de vedere al proiectantului se arată de la început că ,,Arta inginerului proiectant constă în asigurarea unui echilibru raţional între aspiraţiile estetice şi imperativele funcţionale constructive şi economice ale maşinilor şi instalaţiilor realizate. Rolul lui constă în dozarea factorilor cunoscuţi, determinaţi, cu cei rezultaţi din intuiţie...''

Deşi într-o formă diferită de limbajul sobru şi precis al tehnicii, autorul conturează o imagine a cadrului în care trebuie să se desfăşoare colaborarea dintre proiectant şi tehnolog (ansamblul de caracteristici de exploatare şi tehnologice cu ajutorul cărora să fie caracterizată comportarea materialului metalic în serviciu şi în operaţiile de prelucrare). De altfel, însăşi conţinutul acestui prim capitol vădeşte necesitatea stabilirii şi folosirii acestor caracteristici ca o condiţie a caracterizării materialelor metalice în vederea alegerii lor. Această chestiune importantă nu este însă tratată în mod corespunzător. În special în capitolul I, care ar trebui (potrivit denumirilor din subcapitole şi paragrafe) să precizeze criteriile şi modalitatea alegerii materialelor metalice, nu se vădeşte grija pentru stabilirea şi folosirea unei terminologii adecvate şi căreia, chiar caracterul de îndreptar al lucrării îi impune pe lîngă condiţia rigurozităţii ştiinţifice, pe aceea a conciziunii. Nu i se acordă atenţie distincţiei dintre proprietăţile mecanice, fizice, chimice şi caracteristicile tehnologice de exploatare etc. şi din această cauză apar termeni mai puţin corecţi (proprietăţi de utilizare, structura metalurgică) sau barbarisme tehnice ca ,,punerea în operă''.

Astfel, pagina 17, paragraful 1.1.7, intitulat ,,Importanţa proprietăţilor tehnologice'' începe cu frazele : ,,Prelucrabilitatea, plasticitatea şi sudabilitatea sînt proprietăţi care condiţionează punerea în operă a materialelor''.

Dezvoltarea acestor proprietăţi tehnologice într-un anumit aliaj este de cele mai multe ori realizată în detrimentul proprietăţilor de rezistenţă (de utilizare). La pagina 135 se arată că ,,Oţelurile ... trebuie să posede proprietăţi tehnologice bune (călibilitate, prelucrare prin deformare plastică şi prin aşchiere ş.a.)''. Pagina 118 paragraful 3.1.3 intitulat ,,Proprietăţi tehnologice'' începe astfel ,,Deformarea plastică la rece, proprietate tehnologică importantă, întrucît deseori oţelurile de uz general pentru construcţii mecanice sînt supuse unor operaţii tehnologice de această natură este evidenţiată prin rezultatele obţinute în cadrul încercărilor la îndoire la rece''. În mod similar este prezentată, la pagina 120, deformarea plastică la cald.

Comentarea şi precizările ar lua prea mult spaţiu. Ne limităm la a arăta că deformarea nu este în nici un caz o proprietate (aceasta are o denumire riguroasă deformabilitatea...). Paragraful 2.6.2 poartă denumirea ,,Piese turnate cu înalte proprietăţi refractare...''. De altfel chiar în prefaţă, autorii denumesc rezistenţa la rupere, limita de curgere, alungirea şi gîtuirea ,,proprietăţi mecanice clasice'', iar rezistenţa la oboseală, rezistenţa la uzură, rezistenţa la coroziune, tenacitatea etc. ,,caracteristici de rezistenţă''. Folosirea noţiunii de ,,analiză chimică'' în loc de compoziţie chimică (cap. II) nu poate fi admisă într-o lucrare tehnică adresată inginerilor şi tehnicienilor.

Nu numai definirea noţiunilor, ci şi conţinutul lor este frecvent eronat sau confuz. Astfel, la pagina 23 aflăm că ,,După cum se ştie (?) duritatea maximă obţinută la oţelurile tratate termic (îmbunătăţite) depinde de conţinutul de carbon. Pe de altă parte proprietăţile mecanice depind de călibilitatea oţelurilor şi este posibil ca la aceleaşi durităţi superficiale proprietăţile mecanice să fie cu totul diferite".

La pagina 192—193 se arată ,,Adîncimea la care se solicită o anumită cantitate de martensită şi proporţia acesteia în structura pieselor care se călesc nu influenţează numai comportarea lor în serviciu, ci şi călibilitatea oţelului, adică preţul de cost" (de remarcat modul confuz în care este prezentat aspectul privind preţul de cost. La pagina 75 se arată că ,,Prin reîncălzirea fontei maleabile feritice carbonul de recoacere trece parţial în soluţie şi, în funcţie de temperatura de încălzire şi timpul de menţinere, se obţine în medie un conţinut de 0,3 — 0,4 % C legat, care se repartizează la limitele grăunţilor". Şi în continuare (pag. 76) ,,Normalizarea fontelor maleabile se face prin încălzire pînă la 800 — 900°C, urmată de răcire rapidă în aer, ceea ce asigură saturarea feritei cu carbon legat".

Cele cîteva exemple au fost prezentate pentru a se discuta problema controlului ştiinţific la care este necesar să fie supusă o lucrare. De ajutorul acestui control beneficiază atît editura şi autorii cît mai ales cititorii.

Un control ştiinţific competent ar fi contribuit la eliminarea acestor neajunsuri, iar eforturile autorilor care au prelucrat un material bogat şi deosebit de valoros ar fi fost integral valorificat.

Este totuşi de remarcat că îndreptarul rămîne o lucrare deosebit de utilă, dat fiind lipsa lucrărilor de acest fel în literatura noastră de specialitate.

Prof. dr. ing. *T. DULĂMIŢĂ*

A. N. Minchievici. **Tratamentele termochimice ale metalelor şi aliajelor.** Ediţia a II-a

În această monografie a cărui autor este o autoritate în materie, reprezentant de frunte al şcolii sovietice de tratamente termice, se prezintă la un nivel ridicat noţiunile de bază privind teoria şi practica tratamentelor termochimice.

În capitolul I (Legile generale ale proceselor de difuziune) sînt prezentate, într-o tratare matematică, procesele de difuziune şi diferiţii factori care le influenţează (structura cristalină a metalului de bază, natura elementului de cementare, concentraţia, defectele de reţea, parametrii termici şi de timp etc.).

Interpretarea noţiunilor teoretice este folosită pentru prezentarea succintă şi clară a mecanismului şi cineticii formării straturilor cementate prin difuzie.

În capitolul II sînt prezentate datele referitoare la diferitele tratamente termochimice şi termice aplicate oţelurilor: cementarea cu carbon, azot, carbon şi azot, aluminiu, crom, zinc, sulf etc.

După datele cantitative privind procesele de difuzie specifice procedeului şi caracteristicile structurale ale oţelului căruia i se aplică, sînt prezentate datele practice (incluzînd indicaţiile tehnologice şi de exploatare a utilajului specifice).

Particularităţile stratului cementat format şi proprietăţile specifice sînt examinate în funcţie de condiţiile în care se face tratamentul, dîndu-se totodată indicaţiile necesare privind domeniul de aplicare a acestuia.

În afara procedeelor aplicate uzual în tehnică, sînt menţionate şi procedeele care sînt aplicate pe o scară mai redusă sau care nu au găsit încă o utilizare în tehnică: procedeele de cementare cu încălzire prin inducţie, în electrolit sau prin descărcări în vid, cu flacără oxiacetilenică, cu aplicare de ultrasunete etc.

În acest capitol sînt dezvoltate paragrafele privind cementarea cu carbon şi cementarea simultană cu carbon şi azot, procedeele de tratament termochimic aplicate pe cea mai largă scară oţelurilor. De asemenea, sînt menţionate succint procedeele mai puţin aplicate în tehnică pentru metalizare prin difuzie cu metale, cum ar fi: manganul, titanul, fosforul, stibiul, cuprul, staniul, arseniul. După o prezentare a datelor de bază privind principiul metodei şi domeniul de aplicare, pentru fiecare procedeu se fac trimiteri la lucrări din literatura de specialitate.

La prelucrarea făcută în vederea întocmirii versiunii în limba română nu au mai fost cuprinse capitolele privind tratamentul termochimic al titanului, metalelor refractare, nichelului, cobaltului, ale aliajelor metaloceramice, semiconductoarelor şi acoperirilor galvanice. Probabil s-a avut în vedere faptul că perspectiva aplicării în tehnică a acestor procedee ar fi îndepărtată sau că sfera de aplicare ar fi restrînsă. Fără a cunoaşte considerentele care au dus la această modificare a conţinutului lucrării, cred că paragrafele privind tratamentele termochimice ale materialelor metaloceramice şi ale semiconductoarelor ar fi trebuit menţinute în versiunea românească, ţinînd seamă de faptul că datele privind acest grup de probleme sînt puţine şi dispersate în literatura de specialitate şi pe de altă parte semiconductoarelor şi aliajele metaloceramice li se aplică tratamente termochimice bazate, în linii generale, pe aceleaşi principii ca şi tratamentele termochimice aplicate aliajelar feroase şi neferoase.

Datele cuprinse în diferitele paragrafe ale capitolelor, corespunzătoare fiecare cîte unui tip de tratament, sînt deosebit de interesante şi prelucrate într-un mod riguros din punct de vedere al conţinutului ştiinţific. Cazurile particulare care privesc anumite mărci de oţeluri sînt menţionate separat pentru cele mai importante dintre acestea. Este remarcabil din acest punct de vedere faptul că în lucrare sînt menţionate un număr mare de cazuri particulare, privind modul în care tratamentul termic se aplică unui anumit produs dintr-un anumit oţel şi la o anumită întreprindere.

Pentru ca aceasta să nu constituie un neajuns la folosirea lucrării, este indicată, pentru fiecare caz menţionat, sursa bibliografică, încît cei interesaţi în rezolvarea unui caz similar pot avea o indicaţie precisă în vederea obţinerii detaliilor necesare.

În lucrare apare deseori necesitatea de a exemplifica specificul metodelor de lucru cu diferite date din literatura de specialitate, date care indică rezultate foarte diferite.

Explicaţia decurge şi din interpretarea datelor teoretice ale lucrării, dependenţa structurii şi proprietăţilor straturilor formate prin difuzie termică de un număr de factori metalurgici, privind condiţiile de elaborare şi prelucrare a oţelurilor, materiile prime şi procedeele de obţinere a mediilor folosite etc. Este de aceea util şi necesar ca Editura tehnică să aibă în evidenţă necesitatea şi oportunitatea elaborării unor lucrări din acest domeniu, privind însă grupe de produse şi procedee specifice producţiei industriale şi a materiilor prime din ţara noastră. Astfel de lucrări ar putea trata la nivelul cerinţelor actuale un grup de procedee de tratamente termochimice care au cîştigat un loc de frunte în practica industrială în ţara noastră şi anume tratamentele în atmosferă controlată.

Valoarea deosebită a lucrării şi, implicit, meritul iniţiativei Editurii tehnice de a o traduce constau în aceea că monografia doctorului docent A. N. Minchievici constituie pentru cîmpul larg de probleme ale tratamentelor termochimice o lucrare de bază. Beneficiind (la ediţia în lb. rusă) şi de aportul colaborării profesorului doctor docent A. D. Assonov (recenzant) şi a profesorului doctor docent I. M. Lahtin (redactor), lucrarea se situează la un ridicat nivel ştiinţific, putînd fi de un real folos cercului de cititori căruia i se adresează: ingineri, tehnicieni, cercetători, studenţi, care activează sau se specializează în acest domeniu.

Prof. dr. ing. *T. DULĂMIŢĂ*

B. S. Milman, L. V. Iliciova şi V. T. Lişiţîn. **Nemetalliceskie vkliucenia v ciugune s şarovidnîm grafitom (Incluziunile nemetalice din fontele cu grafit noduar).** Izdatelstvo Metallurghia, Moscova, 1968, 162 pag., 47 fig., 32 tabele, 109 referinţe bibliografice

Lucrarea este efectuată de un colectiv de cercetători de la Institutul central de cercetări tehnico-ştiinţifice pentru construcţia de maşini (ŢNIITMAŞ) din U.R.S.S., care posedă o bogată şi îndelungată experienţă în problemele teoriei şi practicii turnării pieselor din fonte cu grafit nodular.

Creşterea substanţială a producţiei mondiale de piese turnate din fontă cu grafit nodular, care în anul 1969 a depăşit 2 mil. t, pune în faţa turnătorilor o serie de probleme teoretice şi practice de a căror rezolvare corectă depinde calitatea fabricaţiei şi extinderea domeniilor de folosire a acestor aliaje. Dintre acestea o mare importanţă prezintă clarificarea mecanismului formării şi rezolvarea practică a îndepărtării incluziunilor nemetalice din piesele turnate din fonte cu grafit nodular.

În lucrarea prezentată, pe baza cercetărilor proprii şi a sintezei datelor din literatura de specialitate, autorii tratează majoritatea problemelor de elaborare, tratamentul în stare lichidă şi turnarea fontelor cu grafit nodular în scopul asigurării obţinerii de piese fără defecte de turnare şi cu valori maxime ale proprietăţilor fizico-mecanice.

În capitolul I ,,Formarea incluziunilor nemetalice în fontele cu grafit nodular" sînt prezentate, în mod cronologic, problemele teoretice şi practice de formare a incluziunilor nemetalice în fontele cu grafit lamelar şi nodular, precum şi modul de formare a defectelor în piesele turnate sub formă de pete negre. Este analizată influenţa compoziţiei chimice iniţiale a fontelor, cantitatea şi calitatea elementelor modificatoare şi cu acţiune sferoidizantă asupra incluziunilor de grafit, temperatura de modificare şi turnare asupra procesului de îndepărtare a incluziunilor nemetalice ce se formează în timpul tratării fontelor lichide cu magneziu.

Capitolul II ,,Compoziţia incluziunilor nemetalice şi originea petelor negre care se formează în piesele turnate" cuprinde analiza metodelor de determinare a compoziţiei şi naturii incluziunilor nemetalice (metoda chimică, determinarea conţinutului şi calităţii gazelor, metodele de analiză petrografică şi metalografică), compoziţia incluziunilor nemetalice, precum şi sublinierea particularităţilor acestora în procesul de formare a defectelor în piesele turnate.

Era foarte util ca autorii să fi dezvoltat într-un capitol separat şi în detaliu metodele de analiză a conţinutului de incluziuni nemetalice, care prezintă anumite particularităţi ce pot constitui surse de erori în cazul analizei fontelor.

În capitolul III ,,Proprietăţile incluziunilor nemetalice, fontei lichide şi zgurelor" se tratează despre condiţiile fizico-chimice care se cer a fi îndeplinite în topitura metalică pentru asigurarea ridicării la suprafaţă a incluziunilor nemetalice, proprietăţile fazei lichide care determină în cea mai mare măsură vitezele de decantare a incluziunilor (viscozitatea şi densitatea fontei lichide), precum şi proprietăţile zgurelor care se formează în oalele de turnare (compoziţia chimică şi mineralogică, temperatura de topire, densitatea şi proprietăţile de umectare, viscozitatea şi tensiunea superficială a zgurelor).

Autorii tratează, într-o formă originală şi se pare că pentru prima dată suficient de clar, despre condiţiile fizico-chimice care trebuie îndeplinite la suprafaţa interfazică fontă lichidă — zgură lichidă pentru a se asigura coagularea şi îndepărtarea incluziunilor nemetalice în timpul şi după efectuarea tratamentului în stare lichidă.

Capitolul IV ,,Îndepărtarea incluziunilor nemetalice şi a defectelor din piesele turnate" cuprinde recomandările tehnologice ale autorilor privind micşorarea proporţiei de incluziuni nemetalice şi de eliminare a defectelor pieselor turnate din fontele cu grafit nodular. Printr-o serie de exemple, ingenios ilustrate, autorii subliniază eficacitatea folosirii fluxurilor de diverse compoziţii chimice, precum şi importanţa unei corecte alegeri a metodei de modificare cu magneziu metalic pentru asigurarea obţinerii de piese fără defecte.

Lectura cărţii creează atît specialiştilor turnători, cît şi cititorilor mai puţin iniţiaţi în domeniul fabricării fontelor cu grafit nodular, o justificată satisfacţie profesională de precizare şi îmbogăţire a cunoştinţelor despre un aliaj a cărui pondere în producţia mondială de piese turnate este într-o continuă creştere.

Lucrarea se adresează inginerilor şi tehnicienilor turnători din industria metalurgică şi constructoare de maşini, specialiştilor din institutele de cercetări şi proiectări, putînd fi utilă, de asemenea, studenţilor din institutele de învăţămînt superior.

Nu este lipsită de interes şi ideea traducerii în limba română, de către Editura tehnică, a acestei lucrări, care se va bucura cu siguranţă de un mare interes într-un cerc larg de cititori din ţara noastră.

Dr. ing. *C. COSNEANU*

A XX-a aniversare a Editurii tehnice

Aniversarea în acest an a 20 ani de existenţă a Editurii tehnice constituie şi un prilej de trecere în revistă a activităţii de editare a cărţii tehnice în domeniul metalurgiei. Creşterea numărului şi volumului publicaţiilor de metalurgie a fost în concordanţă cu sarcinile trasate de Partid pentru dezvoltarea industriei metalurgice. Astfel, în cei 20 de ani de existenţă, Editura tehnică a publicat în cadrul redacţiei de metalurgie 220 titluri, însumînd un volum de 2 800 coli editoriale.

În primii ani de activitate, Editura tehnică a trebuit să facă faţă necesităţii de carte tehnică impusă de ritmul intens de dezvoltare a industriei metalurgice prevăzut prin politica partidului, în condiţiile în care existau în general, pînă în perioada respectivă, foarte puţine publicaţii tehnice şi aproape de loc în acest domeniu. Printre primele lucrări de metalurgie au fost cărţile care au asigurat bazele teoretice şi tehnologice ale metalurgiei extractive şi prelucrătoare. Întrucît în această perioadă era greu ca pe baza experienţei noastre industriale să se elaboreze toate aceste lucrări, s-a recurs, pentru o bună parte dintre ele, la traduceri din literatura tehnică mondială de specialitate. Astfel au apărut lucrările : Metalurgie generală, Teoria proceselor metalurgice, Metalurgie fizică, Metalurgia fontei, Laminarea oţelului ş.a.

Pe măsura acumulării experienţei în ţară s-a trecut din ce în ce mai mult la realizarea unor lucrări elaborate de specialiştii din industria noastră metalurgică. În acest fel s-a reuşit ca temele tratate să fie mai strîns legate de problemele industriale din ţara noastră şi să reflecte realizările noastre în acest domeniu. S-au impus în mod deosebit lucrări ca : ,,Elaborarea oţelurilor'', de prof. ing. Alex. Rău, ,,Teoria şi practica tratamentelor termice'', de prof. ing. Ştefan Mantea şi prof. dr. ing. Titi Dulămiţă, ,,Sudarea metalelor'', de colectivul condus de acad. Micloşi etc.

O preocupare continuă a rezultat din ideea ca fiecare domeniu de activitate din industria metalurgică să fie reprezentat în funcţie de ponderea şi tendinţa de dezvoltare în diferite perioade. Astfel, în perioada 1950 — 1955 au predominat lucrările generale şi periodice, iar în perioada 1967 — 1970, lucrările tehnologice, în special de siderurgie, avîndu-se în vedere construirea Combinatului siderurgic de la Galaţi.

În ultima perioadă redacţia de metalurgie din Editura tehnică a avut în vedere publicarea unor lucrări de bază pentru diferite domenii ale metalurgiei care să cuprindă toate problemele teoretice din domeniul respectiv. În continuare s-a urmărit apariţia unor lucrări cu volum mic, cu caracter tehnologic, care să adîncească unele laturi ale lucrărilor de bază. Astfel, în domeniul elaborării oţelurilor a apărut lucrarea ,,Elaborarea oţelurilor'' (în două ediţii : 1959 şi 1963) şi apoi lucrările ,,Elaborarea oţelurilor de scule'' şi ,,Elaborarea oţelurilor în cuptoare electrice''. De asemenea, în domeniul sudurii au apărut cărţi cara au analizat anumite probleme mai importante din acest domeniu ; astfel ,,Sudarea oţelurilor'', ,,Sudarea automată sub strat de flux în baie de zgură şi în medii protectoare'', ,,Sudarea sub presiune'', ,,Sudarea prin topire a oţelurilor aliate''. Lucrări de acest gen se vor elabora şi pentru alte tematici din domeniul metalurgiei.

Editura tehnică, prin redacţia de metalurgie, a fost preocupată şi de ridicarea calificării muncitorilor din acest sector industrial. În acest sens au apărut la nivel elementar : ,,Cărţile muncitorilor din diferite specialităţi ale metalurgiei'' (Cartea oţelarului, Cartea turnătorului etc.). Avînd în vedere evoluţia continuă a tehnicii după o perioadă de timp au apărut ,,Îndrumătoarele pentru ridicarea calificării muncitorilor'' (Îndrumător pentru ridicarea calificării muncitorilor termişti'' ş.a.).

În activitatea viitoare, Editura tehnică va fi preocupată ca prin publicaţiile sale să contribuie la buna desfăşurare a producţiei. Astfel vor apărea lucrări cu caracter teoretic şi practic, ca : ,,Metalurgie mecanică'', ,,Electrozi şi fluxuri de sudare'', ,,Materiale dure'', ,,Sudarea prin topire a oţelurilor aliate'' ş.a.

Editura tehnică îşi exprimă speranţa că lucrările apărute vor constitui un ajutor preţios pentru cei care le citesc.

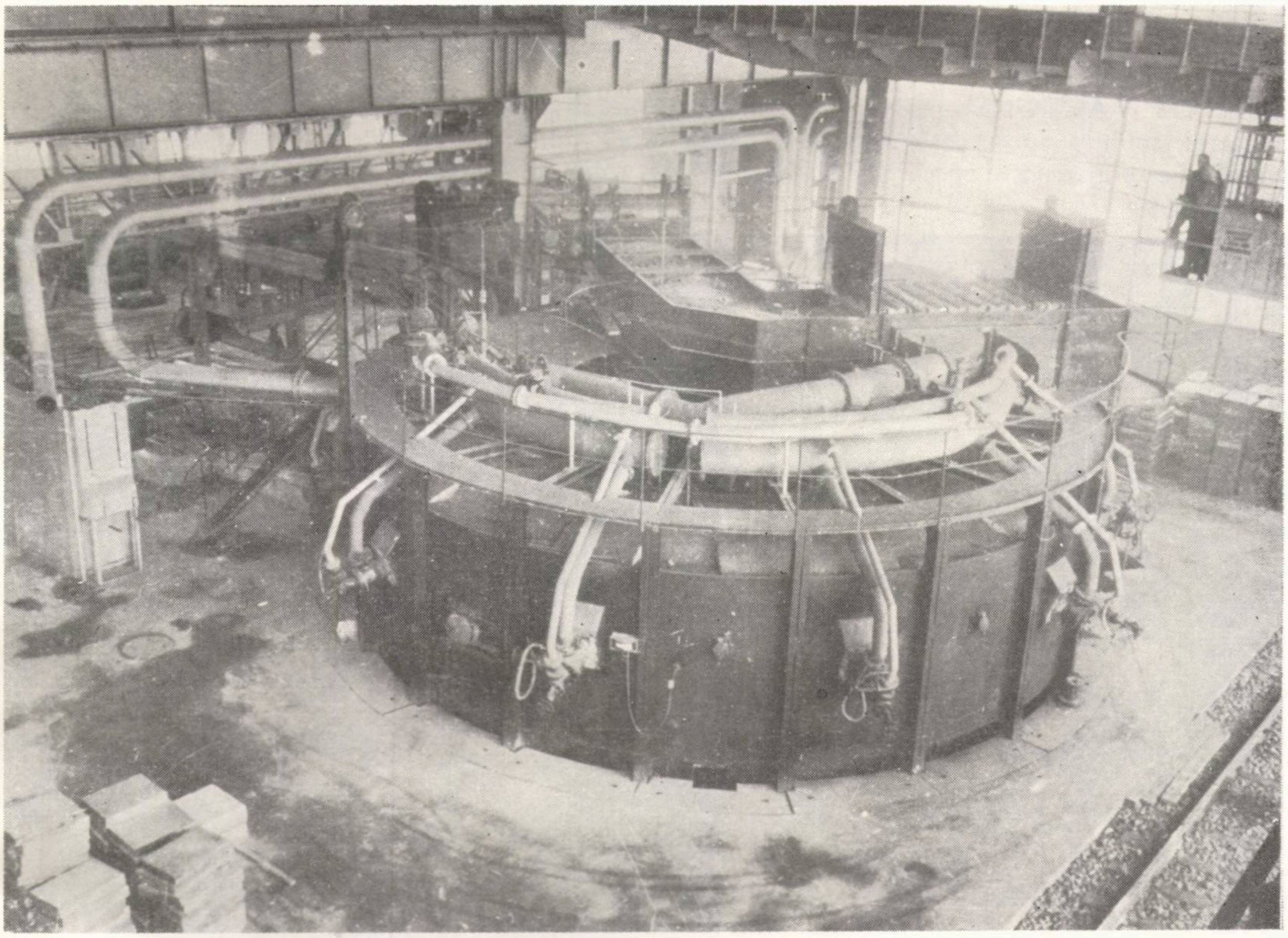
SZAKI KÖNYVTÁR ÉS * ORSZ

Exportator exclusiv :

CENTRALA DE COMERȚ EXTERIOR

centrozap

KATOWICE, LIGONIA 7, POLONIA
Căsuța poștală: 825
Telefon: 513—401
Telex: 31 —416
Adresa telegrafică: CENTROZAP Katowice



Exportă:

● Furnale

● Cuptoare de încălzire înainte de prelucrarea plastică:

- — cuptoare adînci
- — cuptoare cu propulsie
- — cuptoare cu vetre rotative, cu grinzi mobile, cu trenuri de role și vetre oscilante
- — cuptoare cameră
- — cuptoare cu atmosferă de protecție pentru a împiedica formarea țunderului sau apariția decarburării

● Cuptoare de încălzire pentru prelucrarea plastică:

- — cuptoare cu vetre fixe, mobile și rotative
- — cuptoare cu grinzi mobile
- — cuptoare cu trenuri de role
- — cuptoare verticale
- — cuptoare adînci
- — cuptoare baie

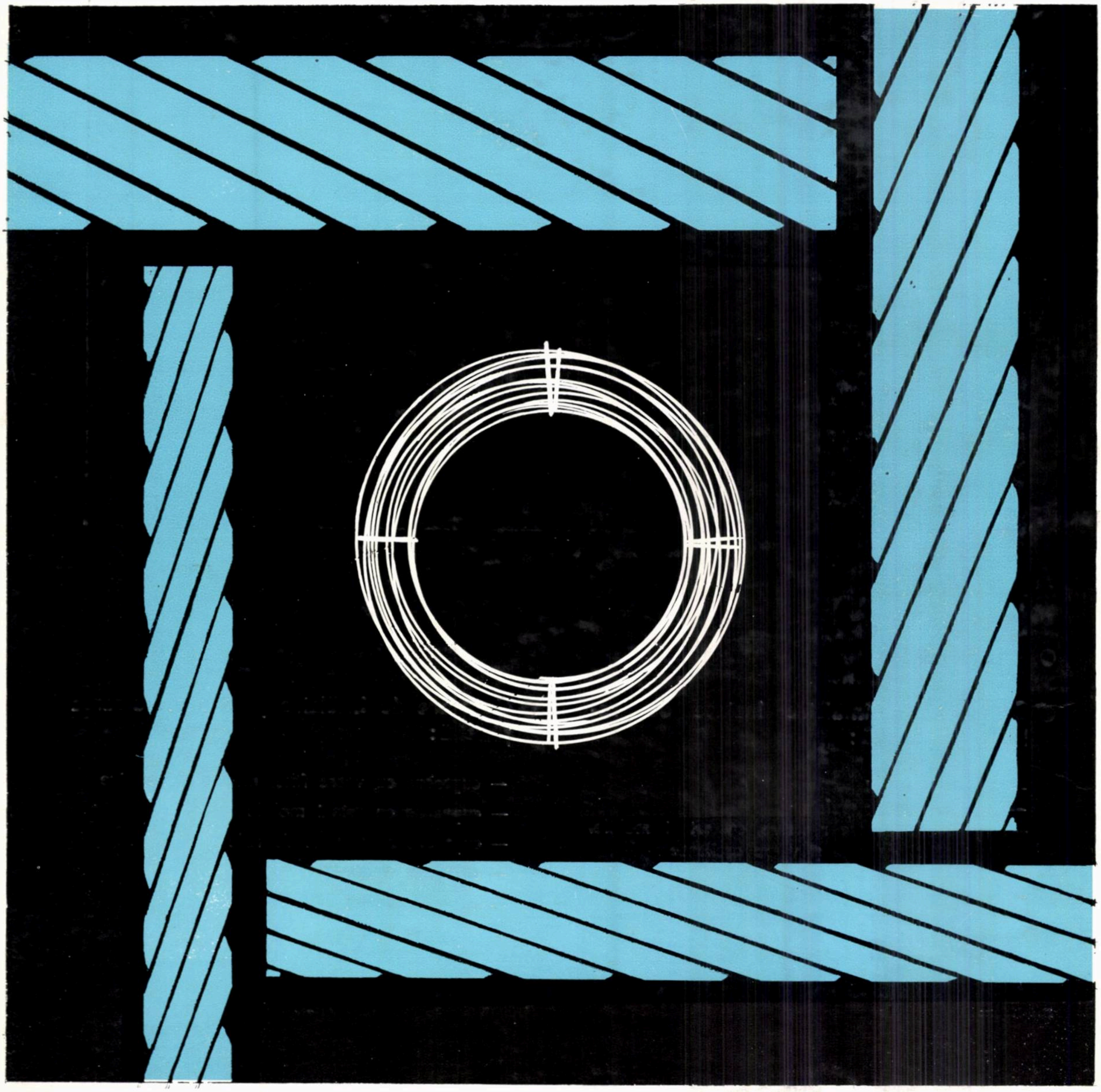
Publicom

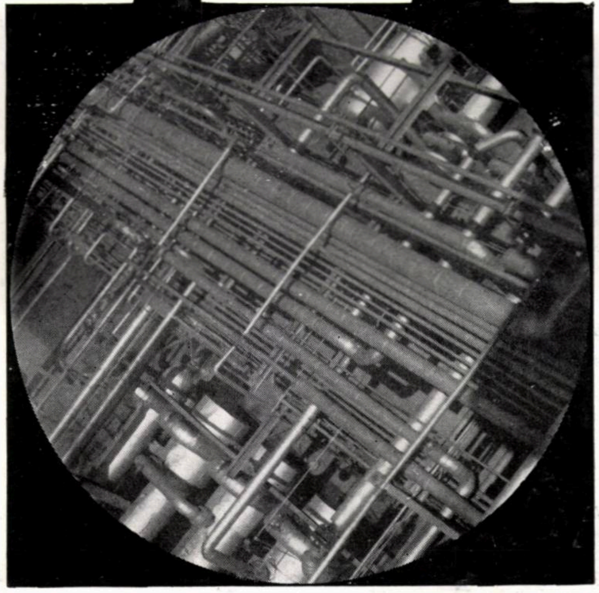
INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII

Vă oferă:

- SÎRMĂ — ∅ 1,5...7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × ∅ 1,5 ... 3 × ∅ 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × ∅ 2 ... 7 × ∅ 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61
- CABLURI DE TRACȚIUNE — ∅ 2...50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate: cabluri construcție simplă STAS 1513-66, cabluri compuse, duble STAS 1353-66, cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65, cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66



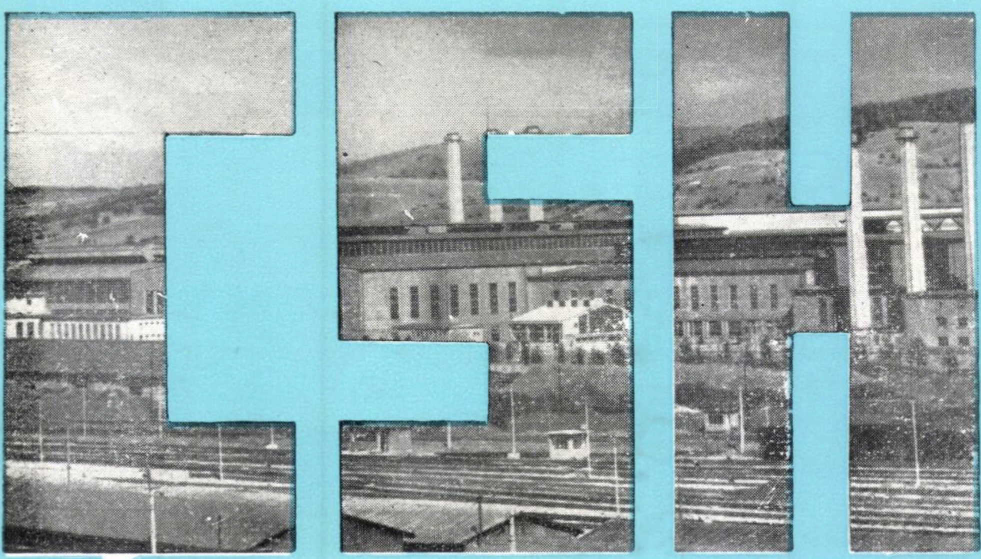


UZINA DE ȚEVI ROMAN

*

produce:

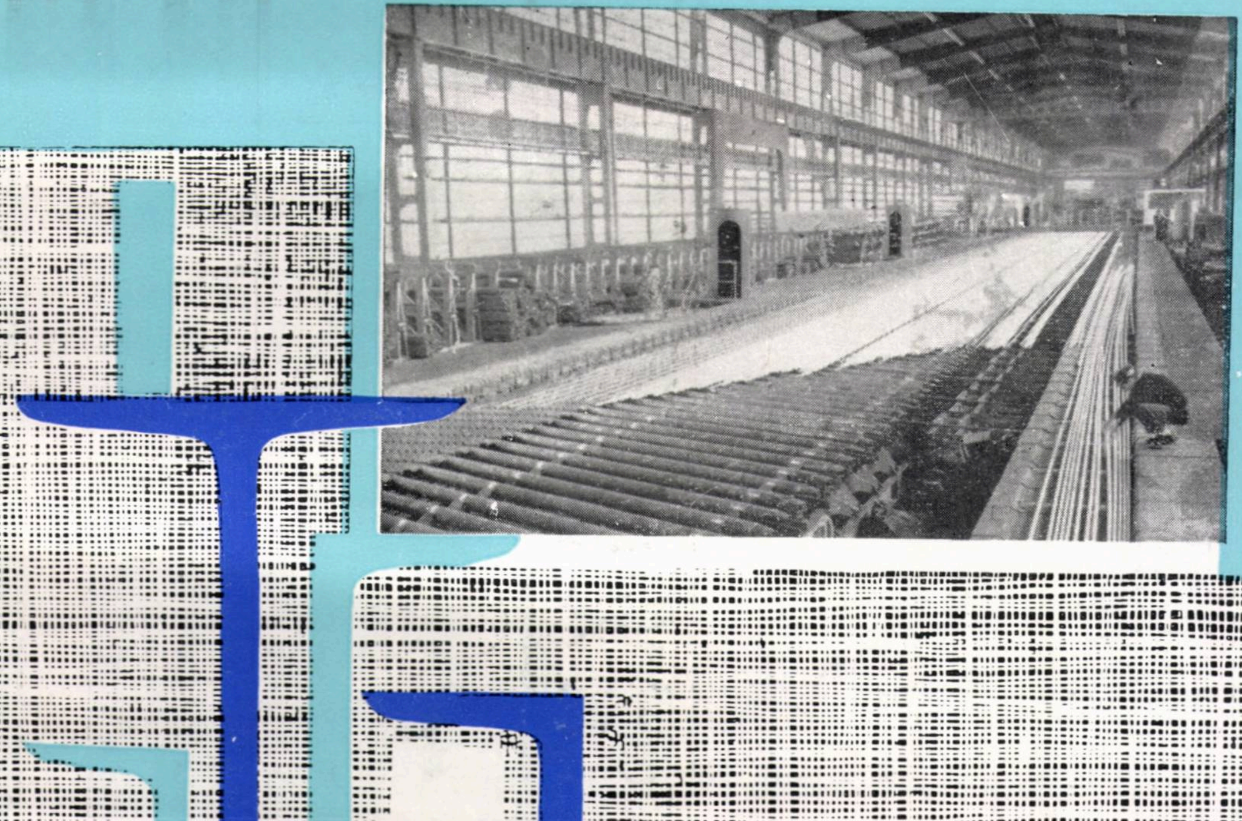
- conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168—377 mm;
- burlane de foraj cu diametrul de $6^{5}/_{8}$ — $12^{3}/_{4}$ inci;
- prăjini grele de foraj cu diametrul de $4^{3}/_{4}$ — 8 inci;
- prăjini pătrate pentru antrenare, de $3^{1}/_{2}$ — 6 inci;
- țevi diverse, pentru turboburi, cămăși de pompe, tampoane, racorduri speciale.



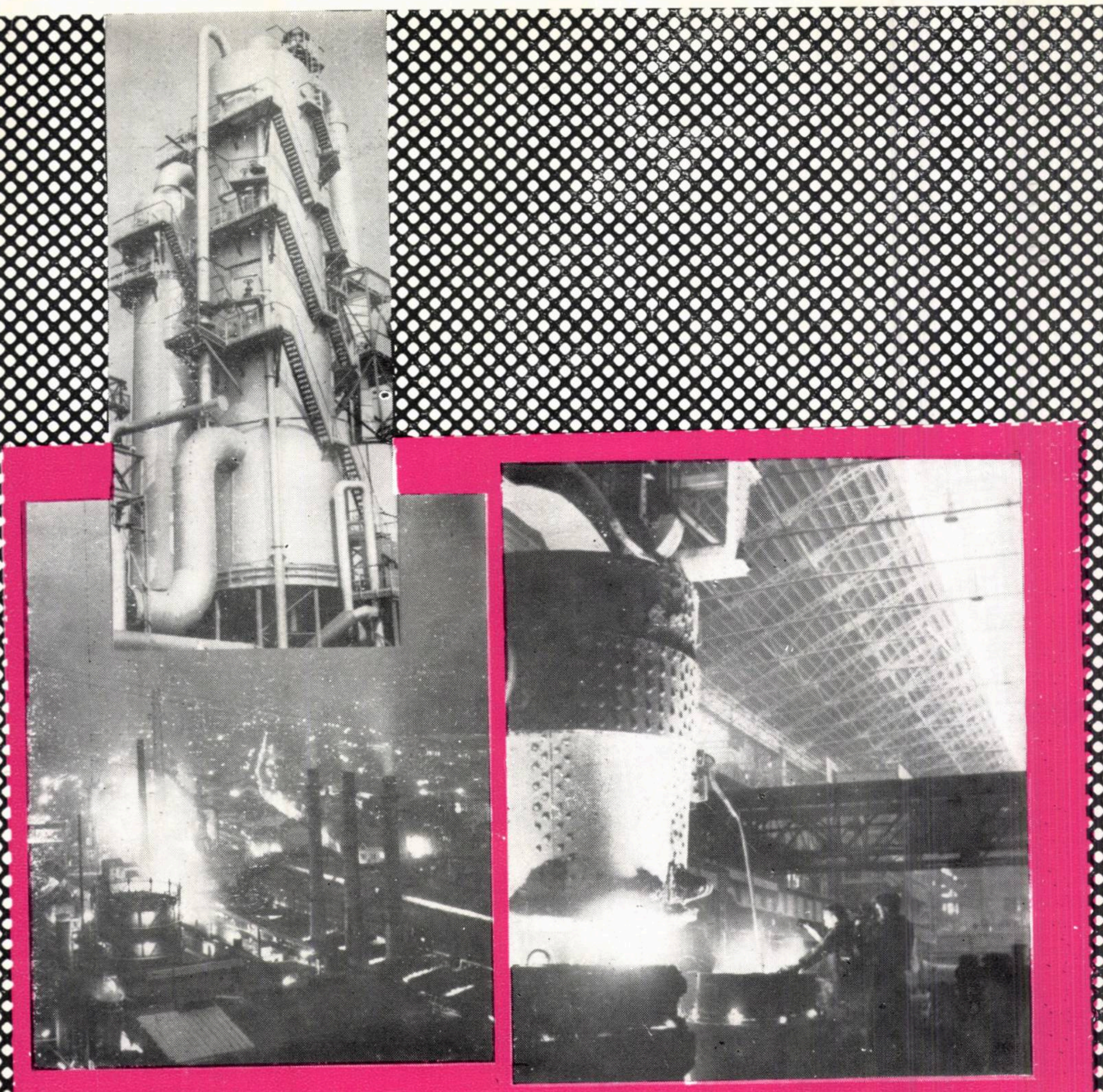
COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

— rotunde cu diametrul de 10—180 mm
— cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm
I 18 — I 24
U 6,5 — U 24
— late de 20 x 5— 200 x 20 mm
— benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
— ţagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70 — 400 × 400 mm
— oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
— profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

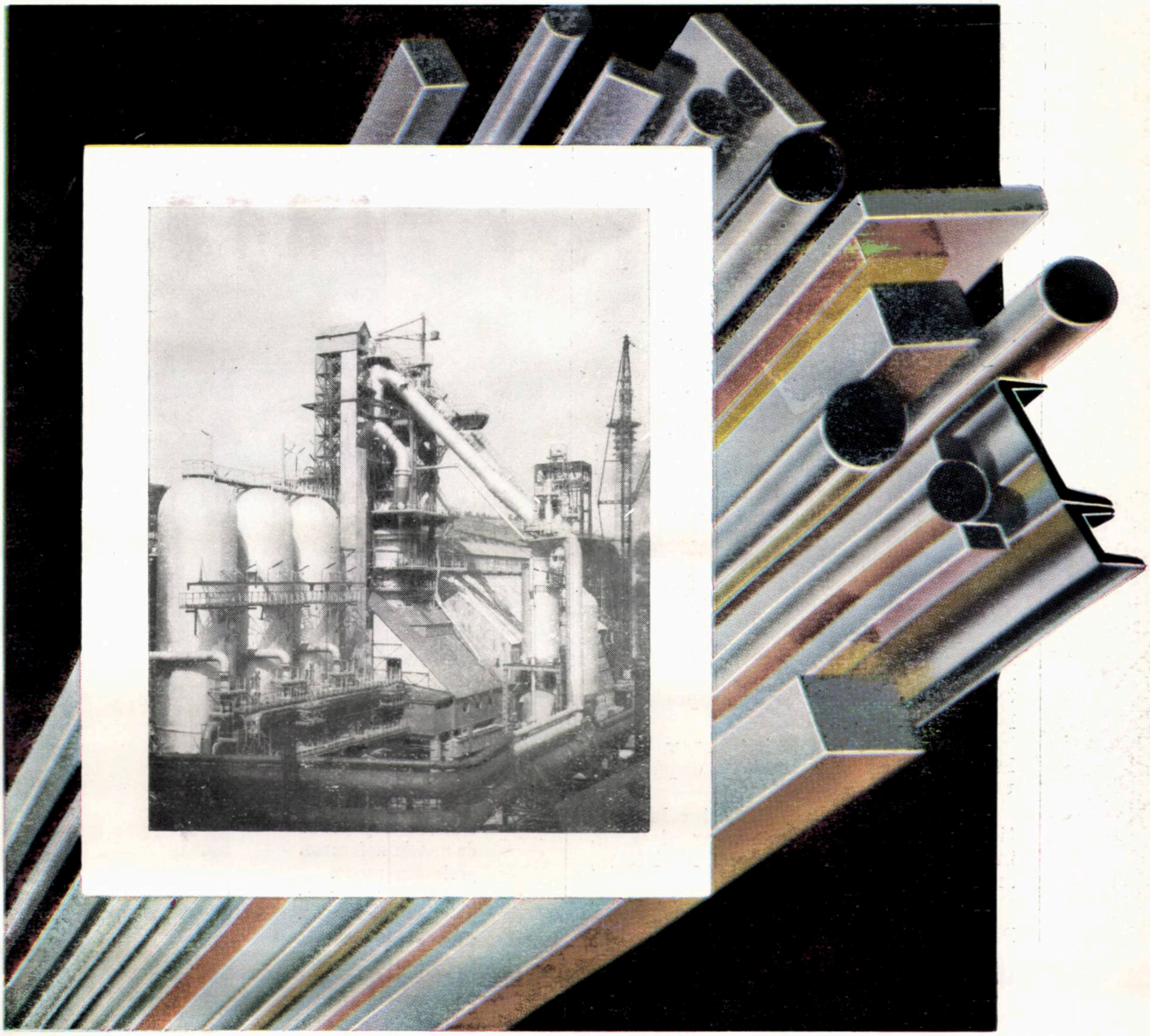


Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934



COMBINATUL SIDERURGIC

Resita



- Fontă de afinare ;
- Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t ;
- Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ;
- Șine pentru cale ferată ;
- Bandaje și discuri de cale ferată ;
- Zgură granulată de furnal.

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărți: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției;

— pentru reviste sau alte publicații periodice: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

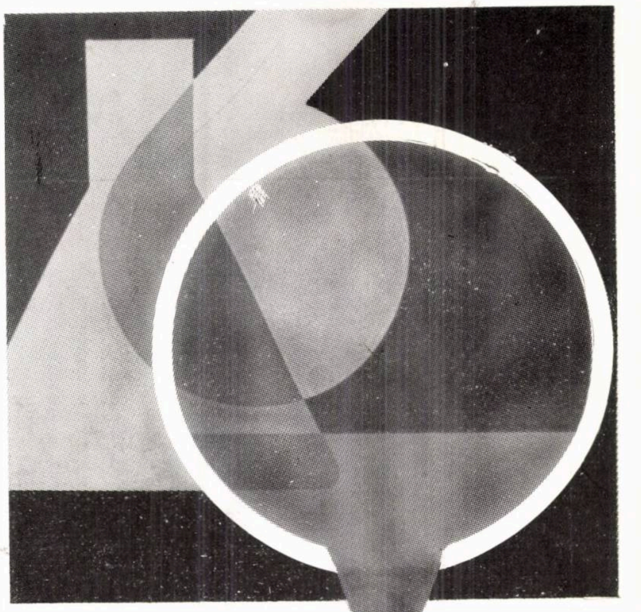
— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor putea modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa: Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.



Obțineți:

- **îmbunătățirea calității pieselor turnate**
- **reducerea cotei de rebut**
- **mărirea eficacității economice**

folosind preparatele noastre tehnico-chimice pentru turnătorie

Livrăm :

— Preparate pentru tratarea topiturilor de metale neferoase, grele sau ușoare
— Amestecuri exoterme pentru turnătorii și oțelării
— Adaosuri pentru alierea fontei în oala de turnare
— Vopsele pentru forme, miezuri, lingotiere
— Praf termoizolant pentru oțelării

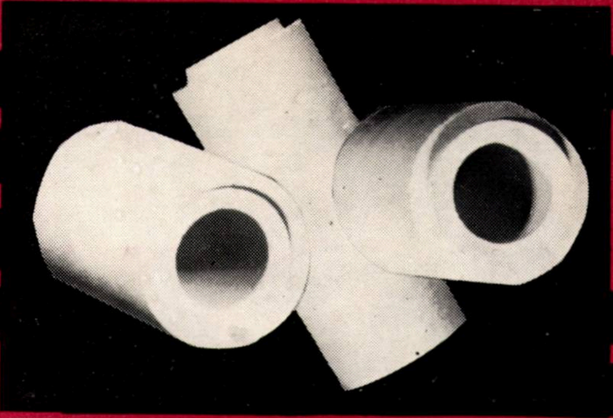
Informații furnizează:

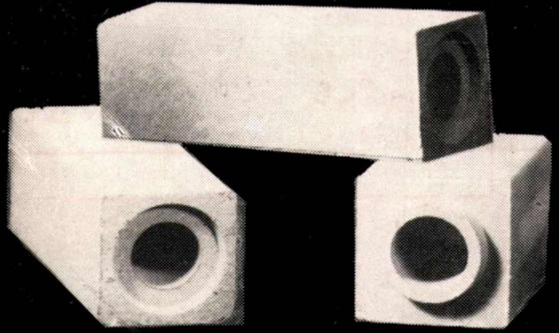
CHEMIE – EXPORT – IMPORT
DDR 1055 Berlin
Storkower Str. 133
Telex 011 2171 ahbc-dd

Producător :

VEB FACHANSTALT FÜR GIESSEREIWESEN
DDR — 8252 Coswig
Bez. Dresden
Republica Democrată Germană
Cea mai veche întreprindere de specialitate din Europa

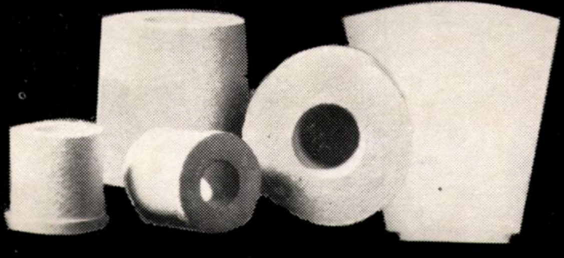
Publicom

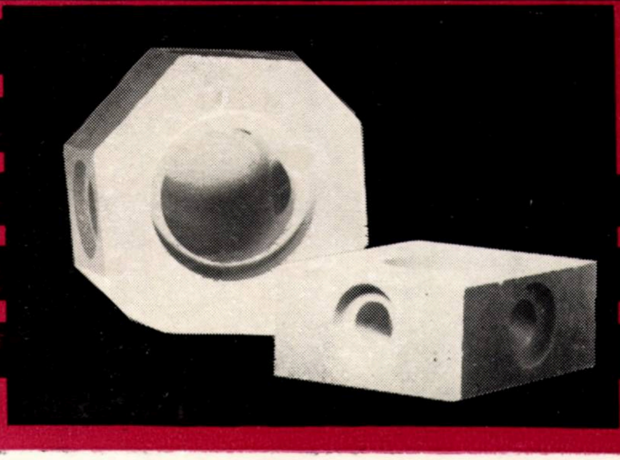




PRODUSE REFRACTARE SILICO-ALUMINOASE, TUBULARE, PRESATE MECANIC, PLASTIC ŞI SEMIUSCAT UTILIZATE ÎN SIDERURGIE PENTRU TURNAREA INDIRECTĂ A OŢELULUI

Execută





GRUPUL DE FABRICI DE PRODUSE REFRACTARE—BRAŞOV

RĂSĂRITUL

Fabrica CRISTIAN

Com. Cristian • telefon 3• jud. Braşov

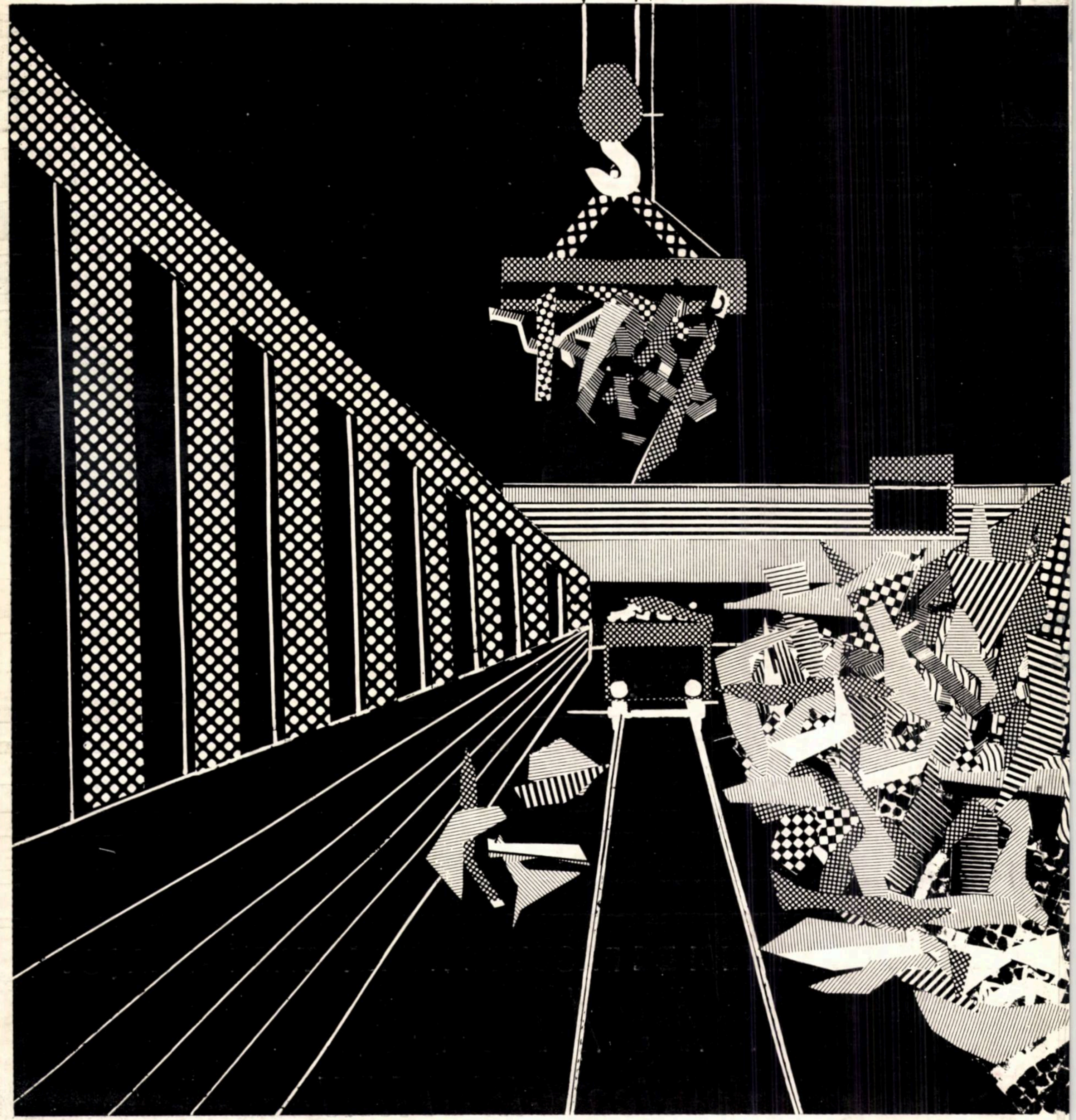
ICM

MUNCITORI ȘI TEHNICIENI

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele întreprinderii pentru colectarea metalelor.

1970 MAI 10



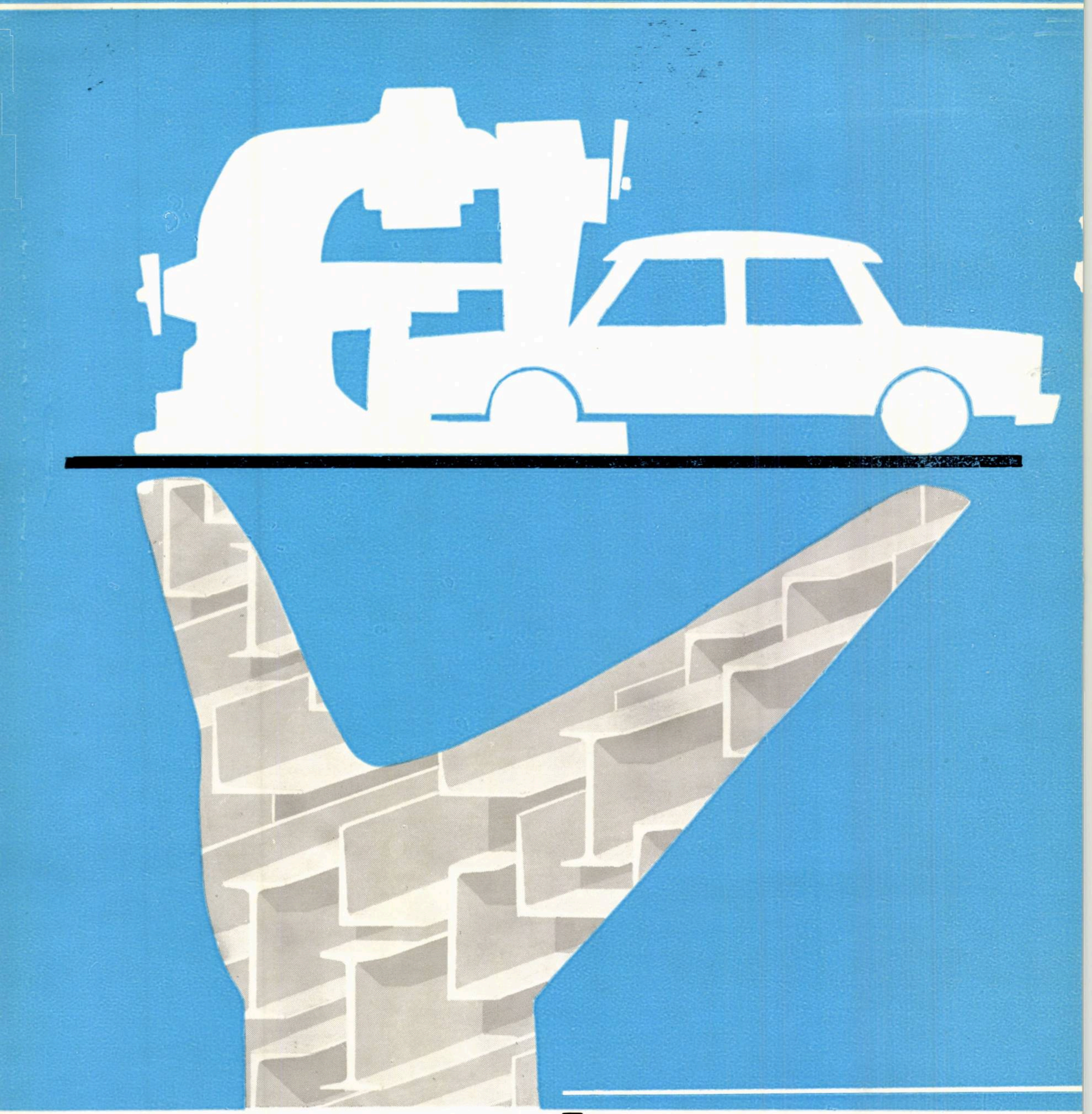
E 3280

04/1

METALURGIA

5

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXII • Nr. 5 • MAI 1970



combinatul siderurgic hunedoara

csh

vă oferă
Laminate din oțel pentru construcția de mașini

Combinatul siderurgic Hunedoara
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telefon: 1075—1077—1450—2533—2934
Telex: 03 24 11

E3280

METALURGIA

Anul 22 nr. 5 mai 1970

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Dijmărescu A.: **Studiu asupra formării lipiturilor în furnalele de la Combinatul siderurgic — Reşiţa** 273

Moldovan V., Stan L., Păstrav I. şi *Canta T.*: **Studiul rigidităţii statice a preselor mecanice PELI 6,3 şi PELI 10** 282

Ienciu M.: **Termodinamica reacţiilor de reducere a bisulfurii de fier cu gaz metan** 290

REALIZĂRI TEHNICE

Dobrescu G.: **Contribuţii la stabilirea unui nou proces tehnologic de fabricaţie a zalelor de lanţ tip Eworth** 293

Adăscăliţei A.: **Contribuţii la studierea unor aspecte privind călirea superficială cu flacără** 297

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Tripşa I.: **Căile intensificării elaborării oţelului în cuptoarele electrice** 302

Brănişteanu V., Belzo O., Teodoriu A. E. şi *Acker C.*: **Studiu privind optimizarea fabricaţiei profilelor formate la rece prin metoda Electre** 308

Solacolu Maria: **Cercetări privind analiza metalografică nedistructivă. Partea I. Tehnica metalografiei cu replică** 313

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Dumitrescu C. şi *Schmidt R.*: **Unele aspecte legate de modificarea aliajelor Al—Si eutectice** 318

Oprea Sanda: **Materiale refractare noi pentru industria aluminiului** 322

INFORMĂRI

Stoica Natalia şi *Stoica V.*: **Cubilou experimental.** 324

RECENZII 329

COMITETUL DE REDACŢIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEŢ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEŢ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROŞIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ŞTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPŞA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacţia şi administraţia: Bucureşti, str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M. I. M. – Centrul de documentare şi publicaţii tehnice – Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23–25, Buc.

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5211

42 406

SOMMAIRE

CD 669.162.264.4(498)

Dijmărescu A. : **Études sur la formation des brasures dans les fourneaux du Combinat sidérurgique — Reșița.**

Metalurgia 22(1970), nr. 5, p. 278—231

CD 621.979.1 : 539.4.013

Moldovan V., *Stan L.*, *Păstrav I.* et *Canta T.* : **L'étude de la rigidité statique des presses mécaniques PELI 6,3 et PELI 10.**

Metalurgia 22(1970), nr. 5, p. 282—289

CD 669.12.046 : 669.775 : 662.69

Ienciu M. :**La thèrmodynamique des réactions de réduction du bisulfure de fer à l'aide du gaz méthane.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5 p. 290—292

CD 669.15'28 — 194 : 62 — 235.5

Dobrescu G. : **Contributions à l'établissement d'un nouveau processus technologique de fabrication des émerillons à chaine du type Eworth.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 293—296

CD 621.785.542

Adăscăliței A. : **Contributions á l'étude de certains aspects concernant le trempage superficiel à flamme.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 297—301

CD 669.141.247

Tripșa I. : **Les voies à suivre pour intensifier l'élaboration de l'acier dans les fours électriques.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 302—307

CD 621.77.016.3 : 669.15 — 42

Brănișteanu V., *Belzo O.*, *Teodoriu A. E.* et *Acker C.* : **Étude concernant l'optimisation de la fabrication des profils formés à froid par la méthode Electre.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 308—312

CD 620.18

Solacolu Maria : **Recherches concernant l'analyse métalographique non-destructive. 1-ère Partie. La technique de la métalographie à réplique.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 313—317

CD 669.715'782 : 669.018

Dumitrescu C. et *Schmidt R.* : **Certains aspects se rapportant à la modification des alliages Al—Si eutectiques.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 318—321

CD 669.71 : 666.76

Oprea Sanda : **Matériaux réfractaires nouveaux pour l'industrie de l'aluminium.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 322—323

CD 621.745.34.001.4.

Stoica Natalia et *Stoica V.* : **Cubilot expérimental.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 324—328

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.264.4 (498)

Диожмэреску А.: **Исследование образования настылей в доменных печах металлургического комбината Решица.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5 p. 273−281

ДК 621.979.1 : 539.4.013

Молдован В., Стан Л., Пэстрав И. и *Канта Т.:* **Исследование статистической жесткости механических прессов ПЕЛИ 6,3 и ПЕЛИ 10.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 282−289

ДК 669.12.046 : 669.775 : 662.69

Енчю М.: **Термодинамика реакций восстановления дисульфида железа при помощи газа метана.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 290−292

ДК 669.15'28 − 194 : 62 − 235.5

Добреску Г.: **Контрибуции к установлению нового технологического процесса производства звенцепного типа Эуорта.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 293−296

ДК 621.785.542

Адэскэлицей А.: **Контрибуции к исследованию некоторых аспектов касающихся поверхностной пламенной закалки.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 297−301

ДК 669.141.247

Трипша И.: **Пути интенсификации выплавки стали в электропечах.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 302−307

ДК 621.77.016.3 : 669.15 − 42

Брэништяну В., Белзо О., Теодориу Е. А. и *Акер К.* **Исследование по оптимизации производства профилей холодной формовки методом Электре.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5 p. 308−312

ДК 620.18

Солаколу Мария: **Исследования, касающиеся неразрушительного металлографического анализа. Часть 1. Техника металлографии с репликой.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 313−317

ДК 669.715'782: 669.018

Думитреску К. и *Шмидт Р.:* **Некоторые аспекты, касающиеся модифицирования Al — Si сплавов.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 318−321

ДК 669.71 : 666.73

Опря Санда: **Новые огнеупоры для алюминиевой промышленности.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p, 322−323

ДК 621.745.34.001.4

Стойка Наталия и Стойка В.: **Экспериментальная вагранка.**

Matalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 324−328

I N H A L T

DK 669.162.264.4 (498)

Dijmărescu A. : **Erforschungen über Haftkrustenbildung in den Hochöfen des Hüttenwerkes Iași.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 273–281

DK 621.979.1 : 539.4.013

Moldovan V., *Stan L.*, *Păstrav I.* und *Canta T.* : **Studium über die statische Steifigkeit von PELI 6,3 und PELI 10 mechanischen Pressen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5. p. 282–289

DK 669.12.046 : 669.775 : 662.69

Ienciu M. : **Thermodynamik der Reduktionsreaktionen von Eisenbisulfid mit Methan.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 290–292

DK 669.15'28 – 194 : 62 – 235.5

Dobrescu G. : **Beiträge zu der Feststellung eines neuen technologischen Verfahrens für die Erzeugung von Eworth-Ketten.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 293–296

DK 621.785.542

Adăscăliței A. : **Beiträge zu der Erforschung einiger Einzelheiten der Flammenhärtung.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 297–301

DK 669.141.247

Tripșa I. : **Mittel für eine Steigerung der Stahlerzeugung in elektrischen Ofen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 302–307

DK 621.77.016.3 : 669.15 – 42

Brănișteanu V., *Belzo O.*, *Teodoriu E. A.* und *Acker C.* : **Aufsatz über die Optimalfabrikation von kaltgezogenen Profilen durch das Elektre- Verfahren.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 308–312

DK 620.18

Solacolu Maria : **Erforschungen über die nichtstörende metallographische Analyse. Erster Teil – Die metallographische Abdrucktechnik.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 313–317

DK 669.715' 782 : 669.018

Dumitrescu C. und *Schmidt R.* : **Einige Einzelheiten treffs Modifikation von eutektischen Al–Si–Legierungen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 318–321

DK 669.71 : 666.76

Oprea Sanda : **Neue feurfeste Stoffe für die Aluminiumindustrie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 322–323

DK 621.745.34.001.4

Stoica Natalia und *Stoica V.* : **Experimental-Kuppelofen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 324–328

CONTENTS

DC 669.162.264.4 (498)

Dijmărescu A.: **Studies regarding crust formation in blast furnaces of Steel Plant – Reşiţa.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 273–281

DC 621 979.1 : 539.4.013

Moldovan V., *Stan L.*, *Păstrăv I.* and *Canta T.*: **Studies regarding static rigidity of PELI 6,3 and PELI 10 mechanical presses.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 282–289

DC 669.12.043. : 660.775 : 662.69

Ienciu M.: **Thermodynamics of reduction of iron bisulphide with methane gas.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 290–292

DC 669.15'28 – 194 : 62 – 235.5

Dobrescu G.: **Contributions to the working out of a new operating process for Eworth chain links.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 293–296

DC 621.785.542

Adăscăliţei A.: **Contributions to the study regarding some aspects of flame hardening.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p 297–301

DC 669.141.247

Tripşa I.: **Means of steel-making intensification in electric furnaces.**

Metalurgia 22 (1970 , nr, 5 p. 302–307

DC 621.77.016.3 : 669 15 – 42

Brănişteanu V., *Belzo O.*, *Teodoriu A. E.* and *Acker C.*: **Studies regarding manufacturing optimization of cold rolled shapes by the Electre-method.**

Metalurgia 22 (1970), nr, 5, p. 308–312

DC 620.18

Solacolu Maria: **Investigations regarding non-destructive metallographic analyse. Part I – Technics of replica metallography.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 313–317

DC 669.715'782 : 669.018

Dumitrescu C. and *Schmidt R.*: **Some aspects related to modification of eutectic Al–Si alloys.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 318–321

DC 669.71 : 666.76

Oprea Sanda: **New refractories for the aluminium industry.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 322–323

DC 621.745.34.001.4

Stoica Natalia and *Stoica V.*: **Experimental cupola furnace.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 5, p. 324–328

MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1363

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 5
MAI
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Studiu asupra formării lipiturilor în furnalele de la Combinatul siderurgic–Reşiţa

Ing. A. DIJMĂRESCU
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.162.264.4 (498)

ÉTUDES SUR LA FORMATION DES BRASURES DANS LES FOURNEAUX DU COMBINAT SIDÉRURGIQUE–REŞIŢA

On aborde un problème particulièrement important pour l'accroissement de l'efficience économique du processus d'élaboration de la fonte — la formation des brasures dans les fourneaux.

L'apparition des brasures constitue le résultat d'un processus physique et chimique complexe, ayant un caractère dynamique — discontinuu, déterminé par le fait qu'entre la masse des dépôts et la charge il existe une interaction permanente, favorisée aussi par les réactions chimiques qui se produisent. Du point de vue physique, chimique et minéralogique, l'étude des brasures a démontré que celles-ci sont des masses hétérogènes ayant des propriétés différentes même dans des zones voisines, ce qui confirme la diversité des causes qui les déterminent.

Sans exclure l'influence des components alcalins et du zinc, on considère que le rôle déterminant dans le dépôt des matériaux sur la maçonnerie des fourneaux revient aux variations des propriétés des scories primaires, du régime de circulation des gaz et aux modifications produites dans les zones d'oxydation. L'action de ces facteurs est favorisée en grande mesure par les propriétés physiques et chimiques de la charge, par la manière dont est conduit le processus d'élaboration et par certaines caractéristiques constructives.

L'étude de la composition chimique des éprouvettes prélevées à partir des brasures a démontré que certains élements, par example le fer, le charbon, le zinc, les alcali etc. ont une répartition préférentielle dans la masse des dépôts. Prenant comme point de départ les observations effectuées pendant une longue période de fonctionnement des fourneaux, ainsi que des résultats obtenus à la suite d'un examen minutieux de certaines brasures, on arrive à la conclusion que la géneralisation des causes qui influencent le dépôt des matériaux sur la maçonnerie des fourneaux est un problème particulièrement difficile. Ceçi étant établi, on ne peut pas indiquer des mesures généralement valables pour toutes les sortes de fourneaux, en vue de prévenir la formation des brasures. Tout de même, on considère qu'il est nécessaire d'utiliser une charge à granulation aussi uniforme que possible, constituée de peu de sortes de minéraux, et que le processus doit être conduit de telle manière afin que l'on évite les variations brusques du régime thèrmique et d'insuflation d'air chaud.

STUDIES REGARDING CRUST FORMATION IN BLAST FURNACES OF STEEL PLANT–REŞIŢA

The paper approaches a particularly important question related to economic efficiency increase in raw iron making — namely, crust formation in blast furnaces.

Crust formation is a result of a complex physico-chemical process, having a dynamic, discontinuous character, induced by the permanent interaction between deposits and charge, favoured also by the chemical reactions taking place. From a physical, chemical and mineralogic point of view, investigation of crusts pointed out that the formere were heterogeneous masses, with dissimilar properties even in adjacent areas, a fact which confirms the diversity of causes inducing them.

Without eliminating the influence of alkaline compounds and that of zinc, it is considered that the main role in deposit formation on blast furnace linings is played by fluctuation of primar slag properties, by gas flow conditions and by changes in oxidation zones. The action of these factors is favoured in a great extent by the physico-chemical properties of the charge, by the manner in which the ironmaking process is led and by certain constructional details.

Investigation of chemical composition of crust samples emphasized that several elements, such as: Fe, C, Zn, alkalies etc. have a preferential distribution within the deposit.

Starting from long lasting studies regarding blast furnace running, as well as from the results of thorough crust investigations, it was concluded that a generalization of the causes influencing deposit formation on blast furnace linings is a most difficult question. This means that neither as regards its prevention one may not prescribe general rules, holding for any blast furnace. Nevertheless, it is necessary to utilize a charge with a most possible uniform grain size, consisting of few classes, and the iron-making process should be led so as to avoid sharp fluctuations in thermal conditions and in hot blast.

Formarea lipiturilor în furnale a constituit, pentru specialiştii care lucrează în acest domeniu, o preocupare deosebită, fapt ce a atras după sine existenţa unei game foarte largi de păreri şi poziţii asupra cauzelor şi mecanismului de apariţie a acestora.

Diversitatea de opinii este justificată de faptul că sistemul de conducere a procesului de elaborare, construcția furnalelor, condițiile de funcționare, calitatea, gradul de pregătire și varietatea încărcăturii sînt diferite în cadrul uzinelor siderurgice, iar obiectul studiului propriu-zis îl constituie lipiturile deja formate, deci efectul unor cauze, care continuă să rămînă oarecum controversate.

Variația condițiilor de exploatare de la un furnal la altul, precum și în timp, în cadrul aceluiași furnal, fac deosebit de dificilă generalizarea cauzelor care contribuie la formarea lipiturilor precum și preconizarea unor măsuri eficiente în vederea prevenirii procesului de formare a lor. Studierea fiecărei lipituri în parte poate duce la concluzii diferite asupra cauzelor și mecanismului formării ei cu atît mai mult, cu cît chiar în cazul aceleiași lipituri se găsesc zone apropiate cu proprietăți fizicochimice (compoziție, structură, rezistență etc.) diferite.

Lipiturile sînt aglomerări compacte ce se formează pe pereții furnalelor, în special în cuvă și etalaj, provenite din materialele încărcăturii, care se află în stare netransformată, aglutinate, parțial reduse sau topite. În funcție de volumul pe care îl au, lipiturile pot provoca serioase deranjamente în funcționarea furnalelor. Astfel, prin deformarea profilului și reducerea secțiunii libere a spațiului de lucru se frînează coborîrea coloanei de materiale și deci se reduce productivitatea. Pe lîngă aceasta, lipiturile modifică distribuția gazelor reducătoare în cuvă și contribuie la mărirea vitezei lor, favorizînd astfel o circulație preferențială, care are drept rezultat înrăutățirea utilizării energiei termice și chimice a gazelor și, deci, mărirea consumului specific de cocs.

Practica exploatării furnalelor a confirmat faptul că pe lîngă influența negativă asupra indicatorilor tehnico-economici, formarea lipiturilor generează dificultăți în exploatare, întrucît regimul termic și de lucru devin greu de stăpînit, compoziția chimică a fontei are fluctuații foarte mari și se creează pericolul blocării creuzetului.

Încercarea de clasificare a lipiturilor are mai mult caracter didactic întrucît ele diferă foarte mult atît ca formă și dimensiuni,cît și ca structură și compoziție chimică, ceea ce atestă o diversitate de cauze care contribuie la apariția lor în fază incipientă și la dezvoltarea ulterioară a masei de depuneri.

Cu toate acestea, se poate considera că lipiturile pot apărea în general sub formă inelară sau laterală (pe o anumită parte).

La furnalele Combinatului siderurgic — Reșița s-au cunoscut și s-au studiat două cazuri de formare a lipiturilor : prima la furnalul nr. 2, cu un volum de 256,9 m³, în anul 1953, a doua, la furnalul nr. 1, de 700 m³, în 1967. În ceea ce privește prima lipitură, se vor prezenta numai cîteva date asupra ei și asupra concluziilor trase la timpul respectiv, urmînd ca cea de-a doua să constituie obiectul unei analize mai amănunțite.

Furnalul nr. 2, de 256,9 m³, a funcționat cu încărcătură compusă în special din minereu Ocna de Fier, Krivoi Rog, aglomerat fieros și minereu Prijedor. În ultima perioadă s-au creeat condiții pentru intensificarea regimului de lucru, însă după circa două luni au început să apară deranjamente în coborîrea coloanei de material concretizate prin numărul mare de agățări. În ianuarie 1953 a avut loc o blocare a creuzetului, iar în februarie furnalul a fost oprit pentru îndepărtarea lipiturii, operație care s-a făcut cu succes prin dinamitare. Rezultă astfel că apariția lipiturii a fost în strînsă interdependență cu neuniformitatea regimului de lucru, forțarea mersului și conținutul de mărunt din încărcătură.

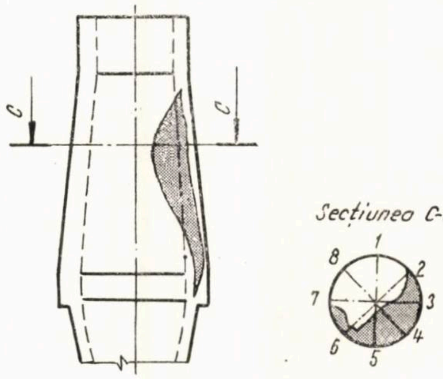


Fig. 1. Secțiune prin grosimea maximă a lipiturii la furnalul nr. 2 de 256,9 m³.

În figura 1 este prezentat profilul acestei depuneri precum și o secțiune prin grosimea ei maximă. Lipitura respectivă s-a întins pe circa $^3/_4$ din circumferința cuvei și a avut o înălțime de 6 m.

Baza lipiturii (piciorul) a fost alcătuită în cea mai mare parte din fier necarburat ; la mijloc s-a găsit o zonă alcătuită dintr-un conglomerat de minereu cocs și var, iar partea superioară era constituită din material afînat, provenit din componentele încărcăturii. Compoziția chimică a unor probe este redată în tabela 1.

Structura și analiza chimică a probelor au arătat că această lipitură a fost formată cu mult timp înainte de oprirea furnalului.

Cea de-a doua lipitură, care a fost studiată în mod amănunțit, a apărut la furnalul nr. 1 de 700 m³, fiind îndepărtată cu ocazia opririi acestuia la sfîrșitul campaniei, în vederea reparației capitale.

Furnalul respectiv a funcționat o perioadă de aproape șase ani, producînd în acest interval de timp o cantitate de peste 1 553 mii t fontă de afinare și cenușie.

Tabela 1

Proba	Compoziția chimică, %								
	SiO_2	CaO	Al_2O_3	MgO	CO_2	Fe total	Mn	C	S
Proba 1, partea inferioară	16,2	18,6	4,9	2,7	3,7	50,8	3,53	5,05	1,44
Proba 2, mijloc în apropierea zidăriei	20,2	11,13	9,14	1,1	3,64	28,7	1,6	16,50	1,38
Proba 3, mijloc din interior	24,8	14,56	7,10	1,8	4,3	35,6	6,6	0,25	0,94
Proba 4, partea superioară	23,14	33,9	5,95	—	1,78	18,75	3,62	0,54	1,35

Pentru a se putea trage unele concluzii asupra condițiilor care au favorizat formarea acestei lipituri, s-a considerat că trebuie evidențiați principalii indici de exploatare ai furnalului, pe o perioadă de 1 an și 4 luni înaintea opririi lui (tabela 2). Din datele prezentate rezultă o înrăutățire a mersului furnalului în ultima perioadă, concretizată atît prin scăderea producției, cît și prin numărul mare de căderi forțate (tasări) ale încărcăturii, care au fost cu 235% mai mari decît în prima perioadă.

Se observă însă că atît consumul de cocs, cît și cantitatea de praf antrenată cu gazele, au fost mai scăzute decît în prima perioadă, lucru explicabil prin îmbunătățirea calității încărcăturii, atît chimic, cît și granulometric, precum și prin funcționarea furnalului cu o intensitate de ardere mai redusă.

Tabela 2

Indicatorii de funcționare	Perioada de un an	Perioada de 4 luni
Producția de fontă zilnică, t/zi	823	804
Consumul de cocs tehnic, kg/t fontă	687,2	616
Încărcătura totală, kg/t fontă	2 326,2	2272,1
din care aglomerat autofondant, kg/t fontă	1 703	1818,5
Granulația aglomeratorului, %		
0– 5 mm	29,4	27,6
5–10 mm	33,2	22,38
peste 10 mm	37,4	50,02
Debitul de aer insuflat, Nm^3/t fontă	2 253	2180
Temperatura aerului, °C	898	959
Cantitatea de praf, kg/t fontă	72,1	55,0
Cantitatea de zgură, kg/t fontă	798,5	759,2
Intensitatea de ardere, t/m^3 zi	0,808	0,707
Schema de încărcare majoritară	–KMMK –KKMM	– KMMK – KKMM
Agățări ale coloanei	420	332

Pe toată perioada de funcționare încărcătura furnalului a avut ca bază minereul Krivoi Rog (în primii ani sub formă de bulgări, apoi în aglomeratul autofondant), minereu Ocna de Fier, hematită India și Brazilia (atît bulgări cît și în aglomerat), precum și diverse adaosuri metalice sub formă de oxizi sau șpan. Cocsul folosit a fost atît intern (circa 25%), cît și cocs importat, în special din U.R.S.S.

Conținutul de material mărunt, sub 5 mm, s-a situat în general la peste 30% din totalul încărcăturii furnalului și a provenit în special din aglomerat, a cărui compoziție chimică medie pe un an este următoarea : 14,10% SiO_2 ; 14,14% CaO ; 5,1% Al_2O_3 ; 46,8% Fe total ; 12,3% FeO ; 0,017% Zn etc.

Cu ocazia opririi s-a constatat că sub segmenții de protecție ai gurii furnalului (din care numai 4 rînduri, din 7 inițial, erau în stare mai bună), zidăria a fost complet distrusă pînă la nivelul ultimelor rînduri de pene de răcire, iar în restul cuvei s-a menținut într-un strat foarte subțire.

În figura 2 este prezentată o secțiune a furnalului cu un plan care trece prin grosimea maximă a lipiturii, din care se poate observa atît profilul acesteia, cît și starea de uzură a zidăriei refractare.

Din punct de vedere fizic această lipitură s-a prezentat ca un conglomerat de compuși și de materiale netransformate ale încărcăturii. Baza ei s-a format la partea inferioară a cuvei, la nivelul primelor pene de răcire, și s-a dezvoltat pe o înălțime de 7,25 m, cea mai mare masă fiind concentrată în partea opusă introducerii aerului cald, în conducta inelară.

În figura 3 este prezentată desfășurat cuva furnalului, din care rezultă secțiunea afectată de această lipitură, cifrele exprimînd grosimea maximă pe generatoare și nivele diferite. Se observă că lipitura s-a format între gurile de vînt 8 și 3 și a atins grosimea maximă de 2 m între rîndurile de pene de răcire nr. 9 și 10, la o distanță de 6,25 m de la baza cuvei pe o generatoare ce trece în imediata apropiere a gurii de vînt nr. 11.

Rezistența mecanică a lipiturii a fost relativ mică, mai ales în jumătatea superioară, ceea ce arată că s-a format recent și probabil în locul altei lipituri, din care o mare parte s-a desprins de la sine.

Această ipoteză este bazată pe faptul că, cu cîteva luni înainte de oprirea furnalului s-a produs o avarie, concretizată prin blocarea creuzetului, în urma prăbuşirii acestei lipituri.

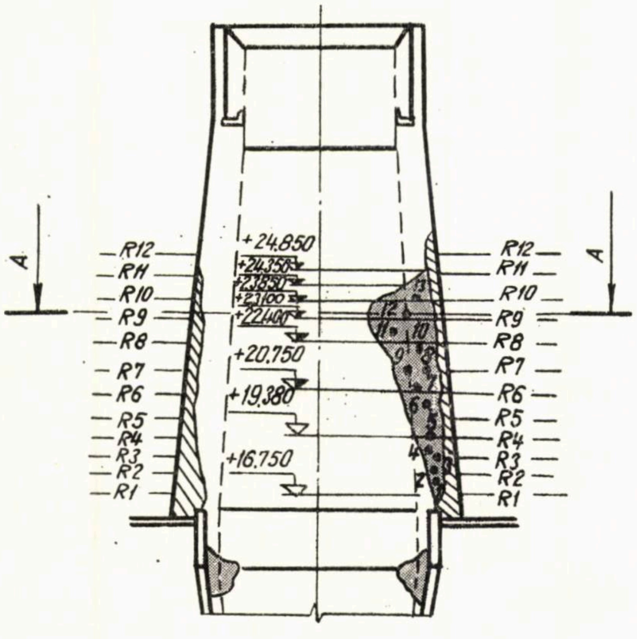


Fig. 2. Secţiune prin grosimea maximă a lipiturii la furnalul nr. 1 de 700 m³.

Fenomenul propriu-zis de blocare a fost precedat de coborîrea nivelului încărcăturii, astfel încît nu mai putea fi controlat cu sondele, fapt ce a dus la evaporarea, în jumătatea superioară a cuvei, a unei cantităţi însemnate de apă din sistemul de răcire exterior.

În masa lipiturii nu s-a constatat existenţa unor zone distincte, care să fie delimitate de anumite straturi, ceea ce arată că procesul de formare a ei a fost relativ scurt.

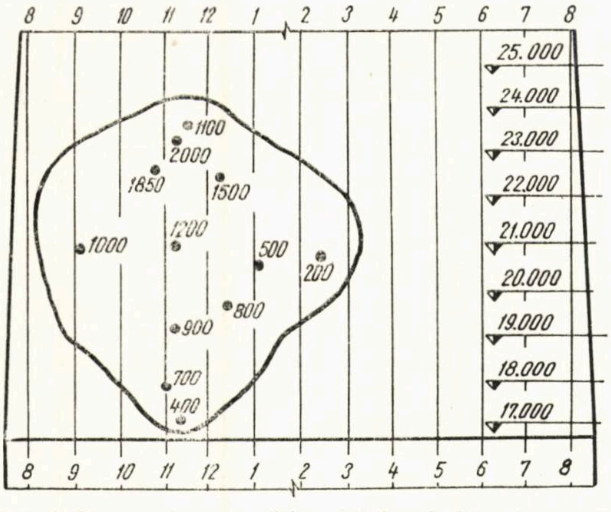


Fig. 3. Reprezentarea cuvei furnalului — desfăşurat — şi secţiunea afectată de lipitură.

Aspectul exterior al părţii superioare a lipiturii este arătat în fotografiile din figura 4, în care se mai observă lipsa zidăriei sub segmenţii de protecţie şi existenţa unei depuneri inelare, formată la baza pîntecelui şi partea superioară a etalajului, din încărcătura folosită la oprire. Probele prelevate din lipitură au avut în general o culoare închisă, cu diferite nuanţe alb-vernil, mai evidente la distanţe mai mari de blindaj. În apropierea zidăriei toate probele au avut o culoare negru-cenuşiu, prezentîndu-se sub aspect pămîntos.

Într-un număr mare de probe colectate în partea de mijloc a lipiturii s-au observat formaţiuni de cristale de culoare albă sau verzi, care în macrostructură, mărite de circa 15 ori, sînt arătate în figura 5, *a*. Aspectul exterior al aceleiaşi probe, la o mărire mult mai mică, este redat în figura 5, *b*.

Din punct de vedere chimic şi mineralogic lipitura s-a dovedit a fi o masă cu compoziţie eterogenă, ceea ce demonstrează că la formarea ei au contribuit mai multe cauze şi că nu numai procesele chimice constituie elemente de bază, aşa cum se afirmă în unele studii apărute în literatura de specialitate. Lucrarea de faţă cercetează cauze care, în condiţiile specifice furnalelor de la Combinatul siderurgic—Reşiţa au dus la apariţia lipiturilor. Au fost analizate chimic un număr mare de probe de la diverse cote şi distanţe, de la blindaj, a căror analiză este prezentată în tabela 3. Punctele din care au fost colectate probele sînt simbolizate cu cifrele respective în figura 2.

Din această analiză se poate trage concluzia că o serie de elemente au un regim preferenţial în cadrul lipiturii. Astfel, fierul este dispus în partea inferioară şi inspre interiorul furnalului, carbonul este în procent mai mare în apropierea

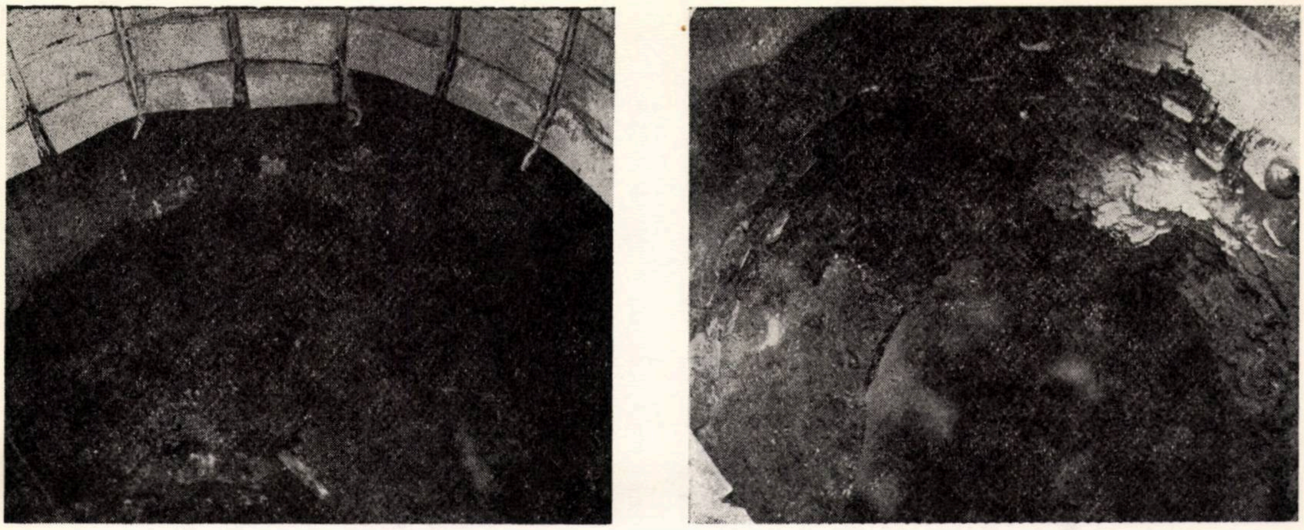


Fig. 4. Partea superioară a lipiturii — aspect exterior.

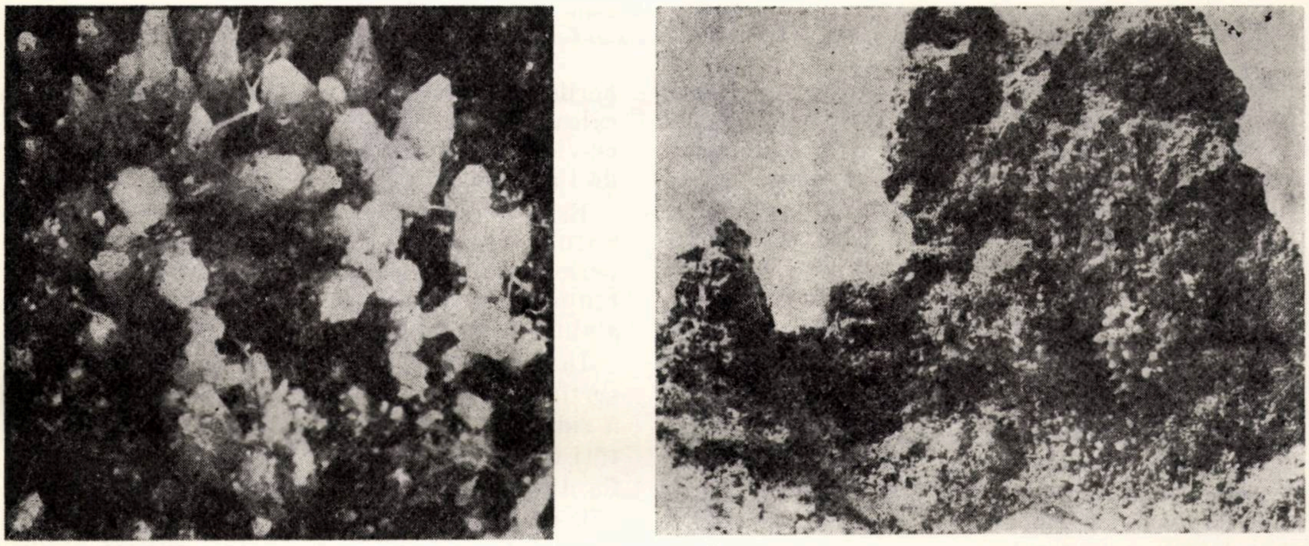


Fig. 5. Structura probelor colectate din mijlocul lipiturii:
a—mărite de circa 15 ori; *b*—aspect exterior la o mărire mai mică.

Tabela 3

Proba	Distanța de la zidărie, mm	Compoziția chimică a lipiturii, %												
		SiO_2	CaO	Al_2O_3	Fe total	Fe metalic	C	Zn	Pb	S	Sumă de alcalii	Cl	CN	Pierderi la calcinare
1	450	25,04	26,99	8,92	32,01	12,02	3,4	—	urme	0,42	0,71	0,23	0,09	5,1
2	500	23,88	28,04	6,48	30,05	10,13	4,16	—	—	0,45	0,83	0,15	0,07	6,01
3	200	5,48	10,27	2,05	11,58	0,21	47,43	0,02	0,31	0,19	3,34	0,35	0,17	52,06
4	750	20,12	27,82	6,55	31,72	5,01	2,26	—	urme	0,47	0,92	0,55	0,07	4,01
5	250	20,51	11,79	12,07	10,83	—	25,30	2,38	1,43	0,105	6,17	2,74	0,92	28,54
6	400	18,02	23,38	7,83	20,75	0,83	14,42	urme	—	0,143	10,55	0,16	0,73	18,01
7	600	18,72	21,10	3,60	25,21	1,96	9,76	0,09	0,02	0,27	14,43	1,51	1,18	21,10
8	100	8,31	10,90	1,83	5,03	—	58,60	1,23	0,31	0,30	11,88	1,56	0,11	60,03
9	1 000	10,88	12,27	4,20	40,12	2,3	16,74	9,76	—	0,145	8,24	2,84	0,73	26,5
10	550	11,79	10,01	0,65	35,55	1,12	17,08	8,45	0,68	0,321	10,29	0,77	0,59	25,09
11	1 500	14,86	17,10	7,60	37,80	0,84	1,21	—	—	0,045	3,82	0,22	0,015	2,08
12	800	11,35	10,83	10,30	26,43	1,02	21,86	1,07	—	0,164	4,55	1,07	0,12	26,06
13	650	15,02	14,15	6,21	31,03	0,96	15,11	0,31	—	0,145	3,22	2,78	1,57	19,10

Obs: Conținutul de MnO a fost foarte scăzut în toate probele analizate.

zidăriei, alcaliile se situează în special în zona mijlocie, iar componenții de bază ai sterilului, SiO_2 și CaO, au o distribuție neuniformă.

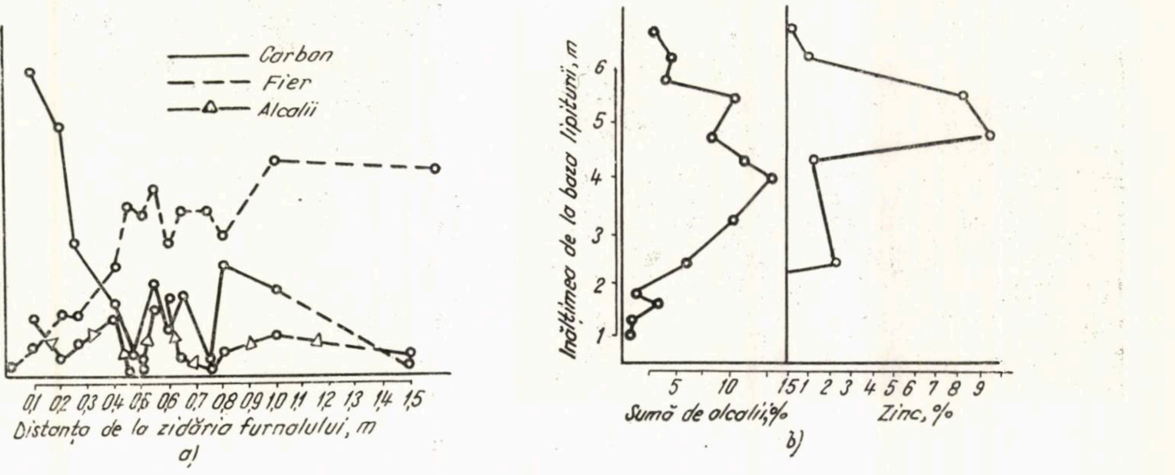


Fig. 6. Repartizarea principalelor elemente din compoziția lipiturii : *a*—pe distanța față de zidăria furnalului; *b*—pe înălțimea lipiturii.

Prezența fierului metalic greu fuzibil în partea inferioară confirmă faptul că în aceste zone există condiții pentru reducerea lui sub formă spongioasă, putînd astfel forma o rețea, care contribuie la mărirea rezistenței mecanice.

Existența la baza lipiturii a unor conținuturi ridicate de SiO_2, CaO și Al_2O_3, similare cu cele din compoziția zgurelor primare, demonstrează că o importanță deosebită în procesul formării primelor depuneri o au aceste zgure și că în zonele respective nu se lipesc materialele încărcăturii.

În figura 7 este arătată compoziția mineralogică a unei probe din partea inferioară, în care se observă formațiuni cristaline ale oxizilor inferiori de fier și silicaților complecși, similare cu cele din aglomerat.

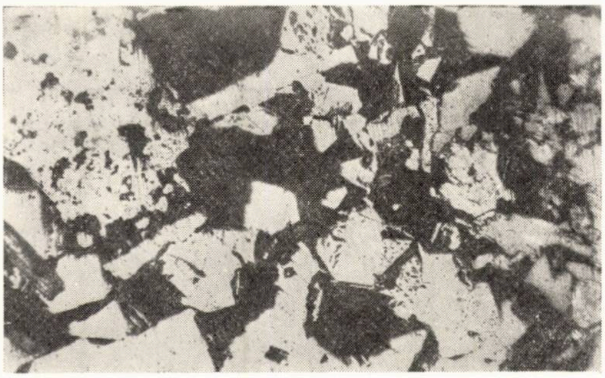


Fig. 7. Compoziția mineralogică a unei probe din partea inferioară a lipiturii.

În jumătatea superioară compoziția chimică a lipiturii se apropie aproximativ de cea a încărcăturii, excepție făcînd conținuturile de alcali, zinc și cianuri, care sînt mult mai mari. În cazul de față nu s-au confirmat unele păreri [1] care consideră că principala cauză a formării depunerilor o constituie aglomerarea excesivă a calcarului la periferie, deoarece la contactul cu zidăria sau în apropierea acesteia conținutul de CaO a fost redus.

Este de remarcat faptul că în general conținutul de sulf al tuturor probelor este mult superior celui de încărcătură, ceea ce atestă existența acestuia sub forma sulfurilor inferioare stabile și în special FeS.

În privința carbonului se poate afirma cu certitudine că există o zonă în imediata apropiere a zidăriei în care acesta se depune în cantități mari și provine fie din eroziunea cocsului, fie din disocierea oxidului de carbon sau reacțiile de oxidare a cianurilor alcaline. Conținutul maxim de carbon se găsește în partea de mijloc a lipiturii și descrește atît pe verticală, cît și în profunzimea ei. Analiza la microscop a unor probe a indicat existența carbonului sub

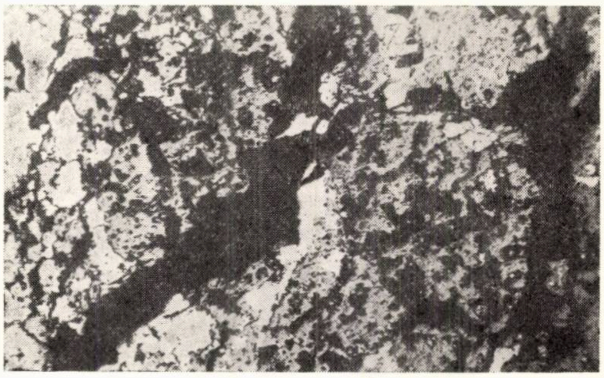


Fig. 8. Carbon sub formă de grafit depus în masa lipiturii.

formă de grafit (fig. 8) şi sub formă amorfă (fig. 9), provenită din proba 8.

Unele cercetări speciale [4] au arătat că depunerile de carbon în contact cu zidăria refractară contribuie la degradarea acesteia, fapt confirmat şi în cazul de faţă prin aceea că zidăria care a fost în contact cu lipitura avea culoare neagră datorită îmbibării cu carbon şi era foarte friabilă.

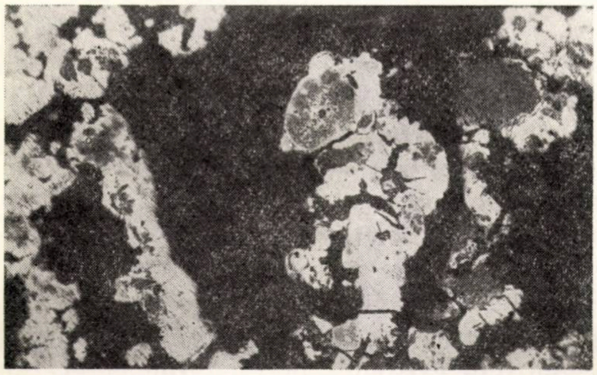


Fig. 9. Cristale de oxizi de fier şi de compuşi ai sterilului pe fond de carbon amorf provenit din cocs.

În literatura de specialitate se găsesc concepţii contradictorii asupra importanţei pe care o au alcaliile şi zincul în determinarea sau favorizarea formării lipiturilor. Datorită acestui lucru este extrem de important să se găsească un răspuns la întrebarea dacă depunerea acestor elemente constituie o cauză sau un efect al procesului de formare a lipiturilor.

Cercetări amănunţite [2], [3] au confirmat faptul că în urma interacţiunii cu alcaliile, căptuşeala refractară a furnalului devine moale, dînd naştere unor silicaţi complecşi, cu punct de topire scăzut, făcînd astfel posibilă lipirea pe pereţi a unor materiale provenite din încărcătură.

Cu toate că acest proces se petrece în realitate, nu se poate extrapola pentru întreaga masă a lipiturii deoarece chiar după primele depuneri subţiri de materiale pe zidărie, alcaliile nu ar mai avea nici o influenţă şi nu ar mai putea determina lipirea în continuare a unor noi straturi.

Analiza chimică a probelor, prezentată în tabela 3, şi repartizarea compuşilor alcalini pe înălţimea lipiturii (fig. 6, *b*) arată că aceştia se depun în cantităţi mari în zona de mijloc unde, datorită temperaturii mai scăzute, vaporii lor se condensează în interstiţiile materialelor din încărcătură formînd o reţea destul de largă care poate să ajute la cimentarea straturilor lipiturii. În acest fel se ajunge la concluzia că depunerile de compuşi alcalini constituie un efect al formării lipiturilor şi nu o cauză a acestui proces. În figura 10 este prezentată o microstructură realizată din proba nr. 10, unde se observă clar depunerea compuşilor alcalini în porii şi fisurile materialelor netransformate ale încărcăturii.

În partea superioară conţinutul compuşilor alcalini este redus în comparaţie cu alte zone, dar, cu toate acestea, cea mai mare masă a lipiturii şi grosimea ei maximă se află în aceste locuri. De altfel şi cercetările amintite confirmă că în jumătatea de sus a cuvei influenţa alcaliilor asupra zidăriei este neînsemnată, însă se cunosc destule cazuri de formare a unor lipituri la nivelele superioare ale cuvei.

De asemenea, este cunoscut faptul că se formează depuneri foarte rezistente chiar în etalajul şi pîntecele furnalelor, a căror cauză nu poate fi atribuită acţiunii alcaliilor deoarece la temperaturile care există aici, compuşii acestor elemente nu sînt stabili.

Repartiţia substanţelor alcaline şi a zincului (fig. 6, *b*) în masa lipiturii confirmă existenţa unui circuit al acestora, evaporîndu-se în părţile inferioare şi găsind un excelent mijloc de condensare în zonele mai reci ale lipiturii, unde îşi măresc concentraţia.

O serie întreagă de cercetări [1], precum şi practica exploatării furnalelor din ţara noastră confirmă formarea de lipituri într-un interval de timp de la cîteva ore la cîteva zile. Dacă cea mai mare influenţă ar exercita-o alcaliile şi zincul, nu se poate explica modul în care acestea acţionează într-o perioadă atît de scurtă. În plus se cunoaşte din experienţă formarea de lipituri la scurt timp după reparaţia capitală a unui furnal, caz în care nu se poate presupune o influenţă determinantă a alcaliilor şi zincului şi cimentarea lipiturii de către acestea deoarece nu au avut de unde proveni într-un timp atît de scurt. Toate aceste observaţii nu exclud influenţa alcaliilor şi zincului în formarea lipiturilor.

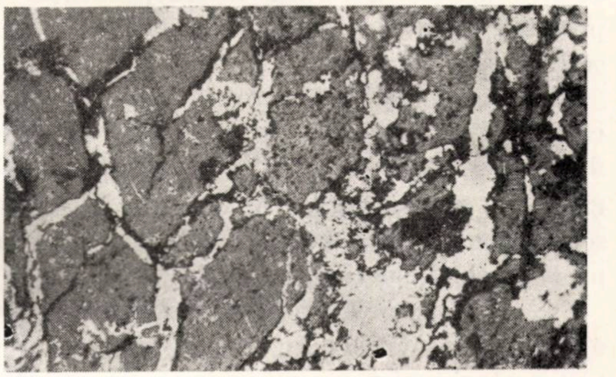


Fig. 10

După cum rezultă din tabela 3, numai în cîteva probe s-au găsit conţinuturi mai mari de zinc care se găseşte sub formă metalică, fie dispersat fin, fie în bucăţi mai mari.

În figura 11 este prezentată macrostructura unei probe (la o mărime de 2,5 ori), colectată la circa 4,5 m de baza lipiturii în care se observă o depunere însemnată de zinc metalic sub formă de T.

Din rezultatele obţinute, comparate cu cele publicate în literatura de specialitate, precum şi din experienţa acumulată în exploatarea furnalelor, se ajunge la concluzia că formarea lipiturilor este favorizată de o serie întreagă de factori fizici şi chimici, dar că este deosebit de greu să se delimiteze influenţa fiecăruia. Un rol determinant îl au proprietăţile fizico-chimice ale materialelor, conducerea procesului de elaborare, unele elemente constructive, toate acestea privite în strînsă interdependenţă cu procesele chimice care se produc în zonele unde se formează depunerile.

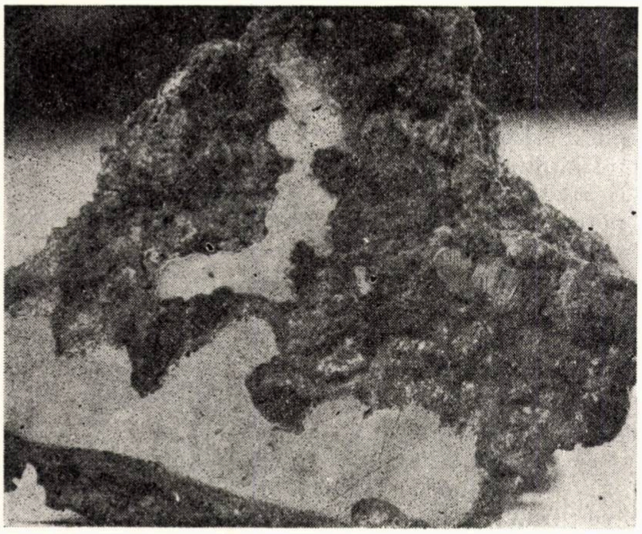


Fig. 11

Este deosebit de important să se schiţeze mecanismul de formare a primelor depuneri care depăşesc aşa-zisa masă critică şi care favorizează creşterea în continuare a lipiturii. În acest sens se consideră că un rol deosebit îl au zgurele primare şi circulaţia gazelor în furnal.

Se ştie că zgurele primare bogate în fier au o viscozitate mică şi curg repede spre zonele cu temperaturi mai mari, mărindu-şi viscozitatea prin scăderea conţinutului de oxizi de fier care se reduc. Dacă în acest proces apare şi o modificare a circulaţiei gazelor, determinată fie de variaţiile din regimul de insuflare, fie de permeabilitatea coloanei, zonele în care se formează zgura primară la periferie sînt lipsite de aportul de căldură adus de gaze, mărindu-se şi mai mult viscozitatea, ceea ce duce la reţinerea şi solidificarea zgurelor pe pereţi. Acest lucru determină o scădere rapidă a permeabilităţii, agăţarea coloanei de materiale şi răcirea în continuare a zonei respective, în care unele procese de reducere pot continua. Astfel, se creează posibilitatea depunerii în partea de deasupra a materialelor din încărcătură, care interacţionează atît între ele, cît şi cu zidăria, constituind amorsa pentru restul lipiturii. Sub această depunere se poate forma o zonă mai afînată, care permite accesul gazelor reducătoare la baza ei, reduc oxizii de fier şi contribuie astfel la mărirea temperaturii de topire a materialelor depuse.

Acest proces este facilitat într-o măsură însemnată de măruntul existent în încărcătură, care provoacă variaţii mari ale permeabilităţii, de diferenţele care există între punctele de înmuiere ale componenţilor încărcăturii, de rezistenţa cocsului, de variaţiile zonelor de ardere, precum şi de existenţa unui puternic curent de gaze periferic. Pe lîngă aceşti factori, procesul de depunere şi întărire a materialelor pe pereţii furnalului este favorizat şi de interacţiunea dintre compuşii alcalini, zinc şi carbon, cu zidăria refractară.

Deranjamentele survenite în urma agăţărilor şi a intrării apei de răcire în furnal, prin deteriorarea elemenţilor de răcire, pot să aibă o influenţă substanţială în solidificarea locală a unor materiale aflate în stare plastică sau lichidă.

O importanţă deosebită pentru prevenirea formării lipiturilor o are pregătirea încărcăturii, eliminarea fracţiunilor mărunte din aglomerat şi folosirea unui cocs cu proprietăţi superioare. Experienţa a dus la concluzia că în lunile de iarnă, datorită încărcării în furnale a unei cantităţi însemnate de cocs mărunt îngheţat apar deranjamente serioase în coborîrea coloanei de materiale, care duc în final la formarea de lipituri.

Se poate considera că în procesul de depunere a materialelor pe zidăria refractară, o oarecare influenţă au şi factorii constructivi. Astfel, în ultimii ani proprietăţile încărcăturii au suferit foarte multe transformări în timp ce profilul furnalelor a rămas aproximativ acelaşi. Este necesar să se ţină seamă de acest lucru mai ales în cazul folosirii unei încărcături cu granulaţie mică deoarece s-ar putea ca unghiul cuvei să nu mai corespundă noilor condiţii şi să ducă la o repartiţie necorespunzătoare a materialelor la gură.

Formarea lipiturii studiate şi mai ales creşterea dimensiunii acesteia în zonele superioare a fost favorizată şi de sistemul de răcire cu pene care, după distrugerea zidăriei, devin mijloace de frînare a coborîrii încărcăturii la periferie şi surse de pătrundere a apei în furnal.

Acţiunea tuturor factorilor enumeraţi pînă în prezent nu poate fi separată de felul cum se conduce procesul de elaborare a fontei. Astfel, schimbările repetate ale materialelor din reţetă, necorelarea acesteia cu regimul termic, modificările ce se aduc uneori fără justificare în regimul de insuflare, temperaturii aerului cald şi circulaţiei gazelor, schimbarea bruscă a calităţii fontei elaborate, oprirea furnalelor fără o pregătire prealabilă, incertitudinea şi lipsa de fermitate în luarea unor măsuri, constituie elemente importante care favorizeză procesul formării lipiturilor în furnale.

Concluzii

Apariţia şi menţinerea lipiturilor în furnale constituie rezultatul unui proces fizico-chimic complex, cu caracter dinamic-discontinu, determinat de faptul că între masa depunerilor şi încărcătură există o interacţiune permanentă, favorizată şi de reacţiile chimice care se produc. Acest schimb este confirmat de discontinuităţile ce există în depuneri, precum şi de eterogenitatea compoziţiei chimice chiar în porţiuni învecinate.

Fără a exclude influenţa compuşilor alcalini şi a zincului, se consideră că rolul determinant în depunerea materialelor pe zidăria furnalelor îl au variaţiile proprietăţilor zgurelor primare, circulaţia gazelor reducătoare şi modificarea mărimii zonelor de ardere.

De asemenea, se consideră că proprietăţile chimice ale încărcăturii, modul de conducere a furnalelor şi unele caracteristici constructive au o contribuţie însemnată în favorizarea depunerilor.

Studiul compoziţiei chimice a arătat că majoritatea elementelor au o distribuţie preferenţială în masa depunerilor (în special Fe, C, Zn şi compuşii alcalini).

Lipitura formată la furnalul nr. 1 de la C. S. R. nu a confirmat existenţa unor straturi determinate de cruste cu rezistenţă mai ridicată decît zonele învecinate.

În vederea prevenirii formării lipiturilor este deosebit de util să se folosească o încărcătură cu granulaţie cît mai uniformă, alcătuită din sorturi puţine, iar procesul de elaborare să fie astfel condus, încît să se evite variaţiile brusce ale regimului termic, de insuflare a aerului cald şi de circulaţie a gazelor reducătoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Nastili v domennih peciah.* Moscova, Metallurghizdat, 1953.

[2] Diemers N., Henkel S. ş.a. Stahl und Eisen, nr. 20, oct. 1965.

[3] Willems I., Heinert G. ş.a. Stahl und Eisen, nr. 2, ian. 1964.

[4] Kahlhoffer G., Overkott E. ş.a. Stahl und Eisen, nr. 4, febr. 1965.

Studiul rigidității statice a preselor mecanice PELI 6,3 și PELI 10

Dr. ing. V. MOLDOVAN, ing. L. STAN, ing. I. PĂSTRAV, ing. T. CANTA
Institutul politehnic – Cluj

CZ 621.979.1 : 539.4.013

L'ÉTUDE DE LA RIGIDITÉ STATIQUE DES PRESSES MÉCANIQUES PELI 6,3 ET PELI 10

On a pris comme point de départ l'idée de réduire les consommations de matériel lors de la construction des presses PELI 6,3 et PELI 10. A cet effet on a effectué une série de mesurages concernant les efforts unitaires dans les bâtis des presses mentionnées, les résultats obtenus étant corrélés avec ceux concernant leur rigidité.

En vue de l'exécution des mesurages on a utilisé une méthodologie de travail propre aux auteurs, appliquée aussi en d'autres occasions. On a aussi élaboré les projets et on a exécuté les dispositifs nécessaires aux mesurages. Les efforts unitaires ont été mesurés spécialement dans le bâti, en tenant compte que celui-ci est le plus grand consommateur de matériel. En vérifiant les coefficients de sureté réels, on a pu tirer des conclusions concernant l'utilisation du matériel pour cet organe des presses.

Etant donné que la réduction des consommations de matériel ne peut pas être faite au dépens de la rigidité de la presse, on a effectué en même temps que les mesurages des efforts unitaires, des mesurages concernant les déformations élastiques des presses mécaniques soumises à l'action de la force de pressage. On a analysé la contribution des divers organes de la presse à la déformation totale de l'espace de travail et on a tiré des conclusions concernant la réduction de cette dernière, c'est-à-dire l'accroissement de la rigidité de la presse.

Les recherches effectuées sont d'une grande importance pour l'économie nationale, étant exécutées pour la première fois dans la République Socialiste Roumaine. L'expérience accumulée à l'occasion de ces recherches et présentée dans cet article, est très utile à tous les intéressés. Les conclusions déduites sont utiles pour les constructeurs de presses.

STUDIES REGARDING STATIC RIGIDITY OF PELI 6,3 AND PELI 10 MECHANICAL PRESSES

The paper starts from the idea of reducing the consumption of building materials for the PELI 6.3 and PELI 10 presses. In this view a series of measurements regarding unit stresses in the stands of the presses were made, obtained results being correlated with those regarding their rigidity.

In view to perform measurements an original working method, applied also in other experiments, was used. Necessary devices were also designed and executed. Unit stresses were measured especially in the stand, the former being the greatest consumer of materials. By checking-up real safety factors, conclusions could be drawn as regards material utilization in this part of the press.

As lowering of metal consumption can not be realised with detriment to the rigidity of the press, simultaneously with measurements of unit stresses, measurements regarding elastic deformations of the mechanical presses under the action of the pressing force were performed as well. The part played by the different parts of the press in the aggregate deformation of the working space was analysed and conclusions were drawn regarding its lowering, in view to increase thus the rigidity of the press.

These investigations are of great importance for the national economy and are performed for the first time in Rumania. Experience stored during investigations presented in this paper is of great help to specialists. Conclusions drawn are very useful for pressbuilders.

Fabricarea în țară a cîtorva tipuri de prese mecanice a impus efectuarea unor studii și măsurători a acestora, în scopul stabilirii unor parametri constructivi și funcționali ai lor. Asemenea studii s-au făcut asupra prototipurilor preselor PELI 6,3 și PELI 10, recent fabricate.

O atenție deosebită s-a acordat, în cadrul studiilor și măsurătorilor efectuate, rigidității preselor ; aceasta pentru că de rigiditate depinde, în primul rînd, precizia de lucru a lor, deci calitatea produselor executate. După cum rezultă din figura 1, în timpul lucrului poziția sculei nu este verticală, ci deviată, această deviație depinzînd de diferitele deformații și jocuri ale organelor presei. O consecință imediată este prelucrarea necorectă a semifabricatului pe mașină, care se amplifică cu timpul și datorită uzurii neuniforme a sculelor. Datorită condițiilor necorespunzătoare de funcționare durata de utilizare a sculelor scade. Ca urmare, la presele cu excentric de tip deschis, cheltuielile de producție a sculelor sînt de două ori mai mari decît la cele de tip închis [1].

Rigiditatea influențează în mare măsură însăși viața și randamentul preselor. Valori reduse ale ei pot duce la uzura puternică a unor organe ale acestora (lagăre, arbori etc.), ceea ce, evident, scurtează durata lor de viață. În cazul în care rigiditatea mașinii este scăzută, scade și randamentul ei pentru că o parte importantă din lucrul mecanic dezvoltat de berbec se consumă prin deformația elastică a diferitelor organe ale mașinii în loc să fie utilizată la operațiile de lucru pe mașină. Un alt factor care concură la scăderea randamentului preselor este și uzura amintită a unor organe ale preselor, care duce la consumuri inutile de putere prin frecări etc.

Rigiditatea preselor mecanice trebuie să fie, în consecință, cît mai ridicată. Pentru atingerea acestui scop atît în literatura de specialitate mai veche, cît și în practica construirii preselor, s-a mers pe linia adoptării unor valori reduse ale rezistențelor admisibile ale materialelor organelor preselor și, mai ales, la dimensionarea batiului.

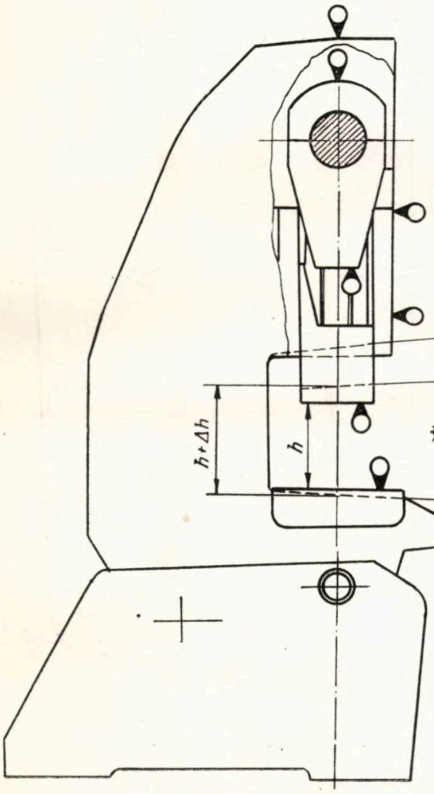
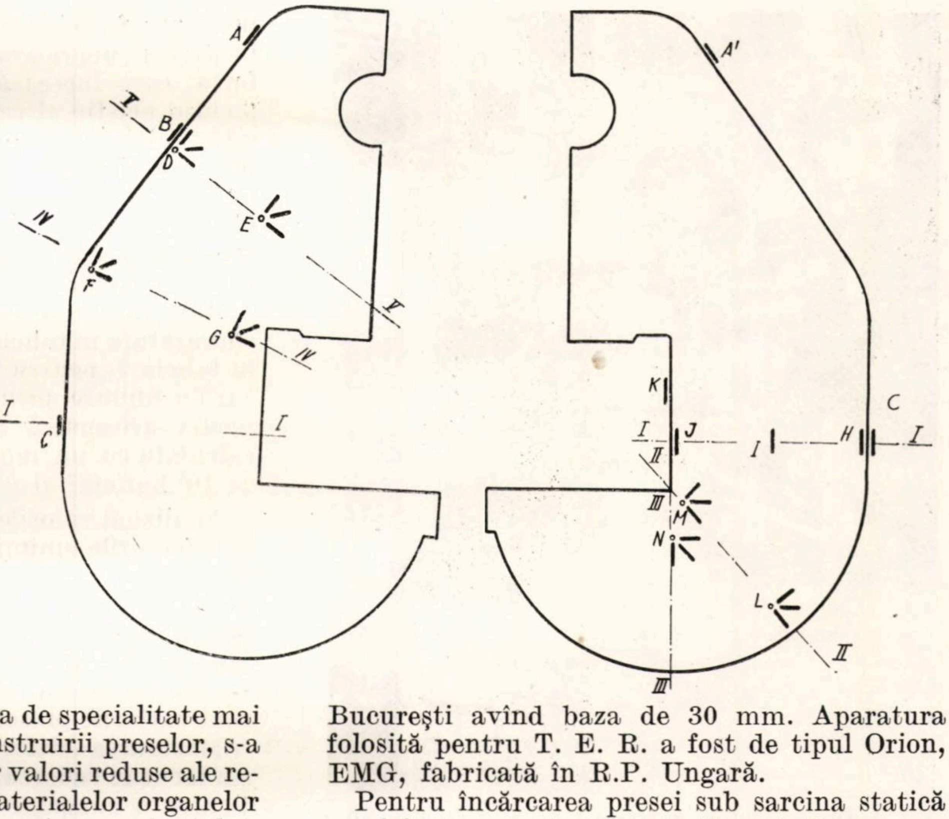


Fig. 1. Deformațiile produse în presele mecanice cu un montant sub acțiunea forței de lucru și pozițiile comparatoarelor cu cadran necesare măsurării acestor deformații.



→
Fig. 2. Locurile de măsurare a eforturilor unitare și pozițiile mărcilor tensometrice la batiul presei PELI 6,3.

Această rezolvare a problemei nu este corespunzătoare deoarece se ajunge astfel la un consum exagerat de materiale în construcția presei, prin mărirea secțiunilor. Este știut însă că deformația batiului presei (ca principal organ al acesteia) este influențată, pe lîngă mărimea secțiunilor, și de forma acestora, respectiv momentele lor de inerție. Modificarea secțiunilor în sensul arătat poate afecta, la rîndul său, valoarea eforturilor unitare ale diferitelor organe și, în special, ale batiului preselor. Din cele arătate rezultă necesitatea corelării măsurătorilor de rigiditate ale preselor mecanice cu cele privind consumurile de materiale, controlabile prin valorile eforturilor unitare reale, din diferitele organe ale presei și, în principal, din batiu [5].

În cele ce urmează se arată rezultatele măsurărilor efectuate asupra prototipurilor preselor mecanice PELI 6,3 tf și PELI 10 tf, fabricate în R. S. România.

La măsurarea eforturilor unitare s-a luat în considerare batiul preselor menționate, apreciindu-se că celelalte organe prezintă importanță minoră. Pentru studiul eforturilor unitare s-a folosit metoda tensometriei electrice rezistive (T. E. R).

Locul de aplicare și poziția mărcilor tensometrice pe batiuri sînt redate în figura 2, pentru presa de 6,3 tf, și în figura 3, pentru presa de 10 tf. Mărcile folosite sînt de fabricație INCERC—București avînd baza de 30 mm. Aparatura folosită pentru T. E. R. a fost de tipul Orion, EMG, fabricată în R.P. Ungară.

Pentru încărcarea presei sub sarcina statică s-a folosit un cric mecanic (fig. 4). Pentru cu-

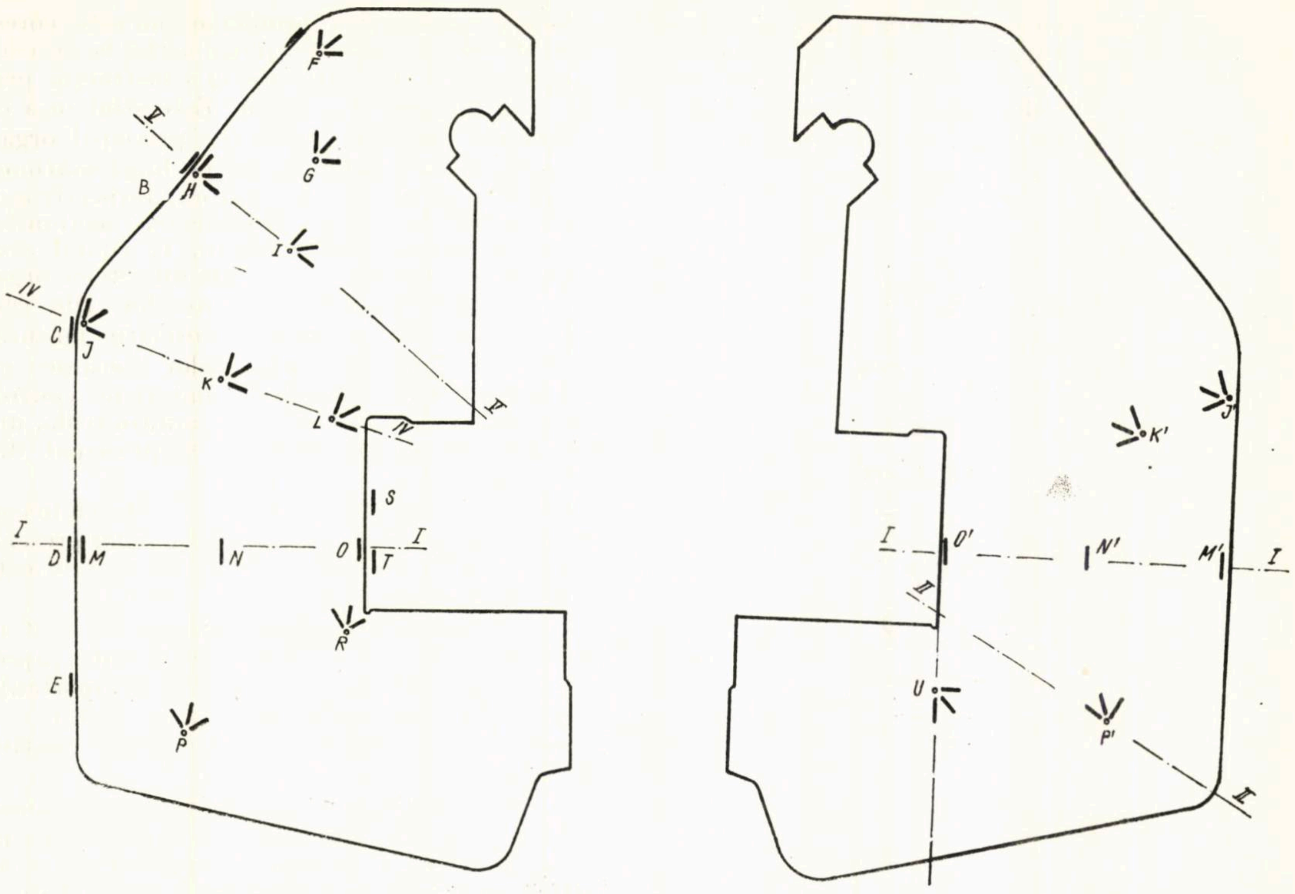


Fig. 3. Locurile de măsurare a eforturilor unitare şi poziţiile mărcilor tensometrice la batiul presei PELI 10.

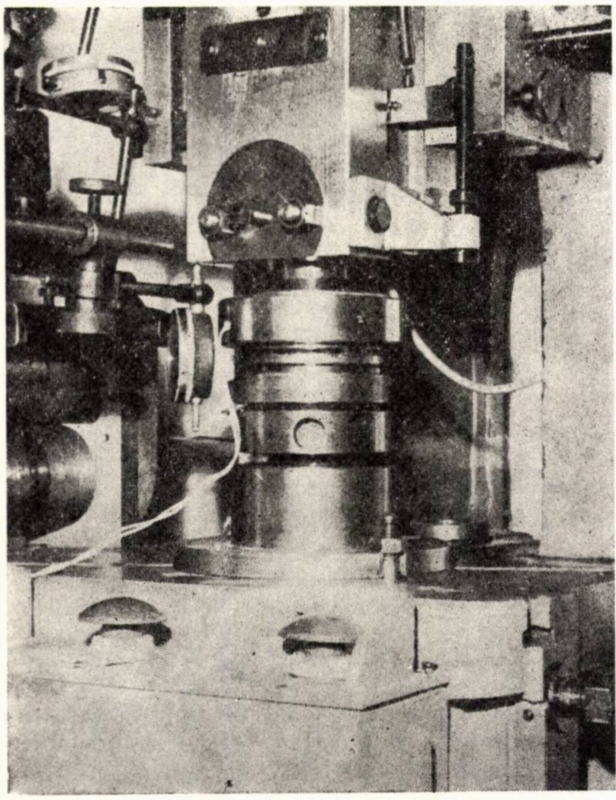


Fig. 4. Dispozitivul de încărcare a presei şi de măsurare a forţei de încărcare.

noaşterea forţei dezvoltate de cric s-a prevăzut, în partea superioară a acestuia, un captor de forţă, care lucrează tot pe baza T.E.R. Elementul elastic al captorului este o placă pe care este aplicată o marcă tensometrică. Asupra plăcii acţionează un dorn montat în berbecul presei. Etalonarea prealabilă a captorului s-a făcut pe o presă de încercat la tracţiune—compresiune, aceasta fiind deci şi precizia de măsurare a forţelor.

Rezultatele obţinute la măsurările de T. E. R. sînt arătate în tabela 1, pentru presa de 6,3 tf, şi în tabela 2, pentru presa de 10 tf. Valorile eforturilor unitare principale din tabele reprezintă media aritmetică a cel puţin trei măsurări, calculate cu un modul de elasticitate $E=2{,}1\times \times 10^6$ kgf/cm^2 şi $\mu = 0{,}25$.

Analizînd valorile din tabelele 1 şi 2 se observă că eforturile unitare principale maxime apar, cum era şi de aşteptat, în secţiunile I-I şi II-II ale celor două prese. Pentru comparaţie, în tabela 3, se dau valorile eforturilor unitare măsurate (T. E. R.) şi calculate pentru secţiunile I-I ale batiurilor. Calculele sînt făcute considerînd batiurile preselor ca nişte grinzi curbe [1].

Măsurarea deformaţiilor organelor preselor s-a făcut în vederea stabilirii rigidităţii acestora. Pentru a cunoaşte valoarea acestui parametru important este necesar a se face unele precizări.

Tabela 1

Locul de măsurare	Valoarea eforturilor unitare principale, kgf/cm², la încărcarea de							
	2 tf		4 tf		6 tf		8 tf	
	σ_1	σ_2	σ_1	σ_2	σ_1	σ_2	σ_1	σ_2
A	0	−19,2	0	−30,0	0	− 39,6	0	− 59,0
B	0	−26,4	0	−57,6	0	− 79,0	0	−104,0
C	0	−50,0	0	−73,5	0	−141,0	0	−180,0
D	0	−27,6	0	−56,5	0	− 77,0	0	−114,0
E	+11,2	−11,2	+ 19,3	−19,3	—	—	—	—
F	+ 6,3	−25,5	+ 7,2	−65,0	+ 9,9	− 75,2	+ 22,4	−89,5
G	+15,9	0	+ 38,6	0	+ 60,5	0	+ 92,5	0
H	0	−40,0	0	−79,0	0	−130,0	0	−168,0
I	0	− 2,4	0	− 3,6	0	− 10,8	0	− 14,4
J	+48,0	0	+108,0	0	+173,0	0	+234,0	0
K	+54,0	0	+113,0	0	+174,0	0	+240,0	0
L	+ 0,9	−26,2	+ 6,7	−46,5	+ 13,9	− 71,2	+ 24,0	− 99,0
M	+53,5	+21,6	+127,0	+56,3	+174	+ 87,0	+227,0	+ 11,6
N	+15,3	−16,8	+ 53,5	−19,0	+ 76,6	− 37,0	+104,0	− 35,5
A′	0	−15,6	0	−32,4	0	− 42,6	0	− 62
C′	0	−53,0	0	−95,0	0	−144,0	0	−185,0

Tabela 2

Locul de măsurare	Valoarea eforturilor unitare principale, kgf/cm², la încărcare de							
	4 tf		8 tf		10 tf		12 tf	
	σ_1	σ_2	σ_1	σ_2	σ_1	σ_2	σ_1	σ_2
A	0	−30,0	0	−49,0	0	−61,0	0	− 66,0
B	0	−30,0	0	−56,4	0	−68,5	0	− 80,0
C	0	−26,4	0	−49,0	0	−62,4	0	− 84,0
D	0	−36,0	0	−72,0	0	−92,5	0	−108,0
E	0	−22,8	0	−42,0	0	−54,0	0	− 60,0
F	− 1,5	−17,7	− 3,6	−42,5	− 4,9	−59,0	− 5,4	− 70,0
G	—	—	—	—	—	—	—	—
H	− 8,0	−32,0	− 9,0	−54,0	− 18,0	−72,5	− 20,6	− 83,5
I	+ 6,5	− 5,0	+12,3	−10,7	+ 14,2	−12,6	+ 17,5	− 16,0
J	+ 2,0	−22,7	+ 4,2	−48,6	+ 4,8	−57,8	+ 6,5	− 70,0
K	− 3,8	−15,4	− 9,0	−37,5	− 12,0	−52,0	− 17,0	− 73,0
L	+17,8	+ 1,5	+35,6	+ 2,9	+ 43,0	+ 3,5	+ 48,8	+ 4,0
M	0	−24,0	0	−55,0	0	−75,6	0	− 94,0
N	0	− 4,8	0	−10,8	0	−13,2	0	− 20,4
O	+30,0	0	+61,0	0	+ 81,6	0	+108,0	0
P	+ 7,8	−12,6	+13,4	−24,5	+ 14,8	−35,5	+ 17,0	− 44,0
R	+37,5	− 7,5	+70,5	−14,7	+ 86,0	−13,8	+ 94,0	− 6,0
S	+48,0	0	+91,0	0	+110,0	0	+132,0	0
T	+50	0	+92,5	0	+109,0	0	+140,0	0
T′	0	−14,4	0	−21,6	0	−27,6	0	− 39,6
J′	− 3,0	−37,0	− 5,7	−70	− 6,8	−84,0	− 8,0	− 98,4
K′	− 4,5	−32,0	− 7,2	−60	− 6,6	−71	− 6	− 84
M′	0	−37,0	0	−71,0	0	−80,0	0	− 93,6
N′	0	− 7,2	0	−14,4	0	−20,4	0	− 20,4
O′	+30,0	0	+70,0	0	+ 89,0	0	+107,0	0
P′	+ 2,15	−15	+ 5	−31	+ 5,4	−44	+ 11,4	− 50
U′	+ 9	+ 0,72	+17,8	+ 1,44	+ 25	+ 2,05	+ 32,5	+ 2,65

Se știe că rigiditatea unui organ de mașină este exprimată prin relația :

$$C_i = \frac{F_i}{\Delta_i}, \text{ tf/mm},$$

unde :

C_i este rigiditatea organului, tf/mm ;

F_i — forța care acționează asupra organului respectiv, tf;

Δ_i — deformarea elastică a organului în direcția de acționare a forței, mm.

În cazul unei mașini, rigiditatea capătă un caracter mai complex prin faptul că intervin

Tabela 3

Efortul unitar, kgf/cm² în fibra	Presa de 6,3 tf secțiunea I–I		Presa de 10 tf secțiunea I–I	
	Măsurat T.E.R.	Calculat	Măsurat T.E.R.	Calculat
Întinsă	185	168,5	109	161,5
Comprimată	150	117,5	92,5	113,5

mai multe organe n deformate elastic de forța F. În acest caz :

$$\frac{1}{C} = \sum_{i=1}^{i=n} \frac{1}{C_i}, \text{ mm/tf} \quad (1)$$

La presele mecanice rigiditatea se stabileşte prin urmărirea modului cum se modifică înălţimea spaţiului de lucru al maşinii în urma deformării elastice a organelor sale.

Din figura 1 rezultă că sub acţiunea forţei de pe berbec (forţa de lucru) diferitele organe ale presei îşi schimbă poziţia ca o consecinţă a deformării lor elastice dar şi a jocurilor ce intervin. Ca urmare a deformaţiilor elastice, înălţimea iniţială h a spaţiului de lucru va creşte cu Δh, deci rigiditatea presei va fi, în acest caz [2], [3], [4]:

$$C_h = \frac{F}{\Delta h}, \text{ tf/mm}, \qquad (2)$$

unde C_h se va denumi rigiditate liniară.

$$\Delta h = \Delta_1 + \Delta_2 + \Delta_3, \qquad (3)$$

unde :

Δ_1 este deformaţia elastică a batiului (montant şi masă) ;

Δ_2 — deformaţia elastică a bielei şi a berbecului ;

Δ_3 — deformaţia elastică a arborelui.

Rezultă deci că rigiditatea liniară a presei se mai poate scrie conform relaţiei (1) :

$$\frac{1}{C_h} = \frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} + \frac{1}{C_3},$$

unde :

C_1 este rigiditatea batiului ; $C_1 = \frac{F}{\Delta_1}$;

C_2 — rigiditatea bielei ; $C_2 = \frac{F}{\Delta_2}$;

C_3 — rigiditatea arborelui; $C_3 = \frac{F}{\Delta_3}$.

Rigiditatea batiului este determinată deci de deformaţia montantului (Δ_1') şi de cea a mesei (Δ_1''), adică :

$$C_1 = \frac{F}{\Delta_1' + \Delta_1''}$$

La rîndul ei rigiditatea bielei este determinată atît de deformaţia corpului bielei (Δ_2'), cît şi de cea a şurubului bielei (Δ_2'') :

$$C_3 = \frac{F}{\Delta_2' + \Delta_2''}$$

În timpul solicitării presei (fig. 1) intervine şi o deformare unghiulară (prin rotire) a spaţiului de lucru (γ). Aceasta este determinată pe lîngă jocurile din ghidajele berbecului şi de deformaţia elastică unghiulară a batiului. Existenţa acestei deformaţii impune definirea rigidităţii unghiulare [2], [5] :

$$C_\alpha = \frac{F}{10^6 \operatorname{tg} \alpha}, \text{ tf/}\mu\text{m/m}$$

Rezultă din cele de mai sus că în expresia rigidităţilor nu intervin jocurile ce există între diferitele organe ale maşinii. De asemenea, mai rezultă faptul că printre organele supuse deformării elastice, batiul trebuie luat în considerare în mod special atît sub aspectul participării sale la deformaţia totală a spaţiului de lucru, cît şi a consumului de material [3].

Deformaţiile care apar în organele preselor au fost măsurate cu ajutorul comparatoarelor cu cadran montate conform figurii 1. Încărcarea sub sarcina statică a presei s-a făcut tot cu ajutorul cricului mecanic arătat în figura 4.

Rezultatele obţinute la măsurarea deformaţiilor se dau în tabela 4. Valorile indicate reprezintă media aritmetică a cel puţin trei măsurări.

Tabela 4

Elementul analizat	Presa de 6,3 tf		Presa de 10 tf	
	Valoarea deformaţiei la forţa nominală, mm	Valoarea relativă a deformaţiei faţă de deformaţia înălţimii spaţiului de lucru, %	Valoarea deformaţici la forţa nominală, mm	Valoarea relativă a deformaţiei faţă de deformaţia înălţimii spaţiului de lucru, %
Deformaţia înălţimii spaţiului de lucru, Δh	0,477	100	0,675	100
Deformaţia batiului, Δ_1	0,187	39,2	0,182	27
Deformaţia arborelui, Δ_3	0,111	23,2	0,153	23
Deformaţia corpului bielei, Δ_2'	0,002	0,4	0,05	7,5
Deformaţia şurubului bielei, Δ_2''	0,177	37,2	0,288	42,5
Deformaţia bielei în ansamblu, Δ_2	0,179	37,6	0,338	50
Deformaţia unghiulară a batiului, α	2′39″		1′43″	

Obs. Deformaţia batiului este datorată exclusiv montantului intrucit la măsurători comparatorul nu a indicat o deplasare a mesei.

În figura 5 se arată modul de variaţie a deformaţiilor elastice ale diferitelor organe ale presei, în funcţie de sarcina cu care este încărcată presa.

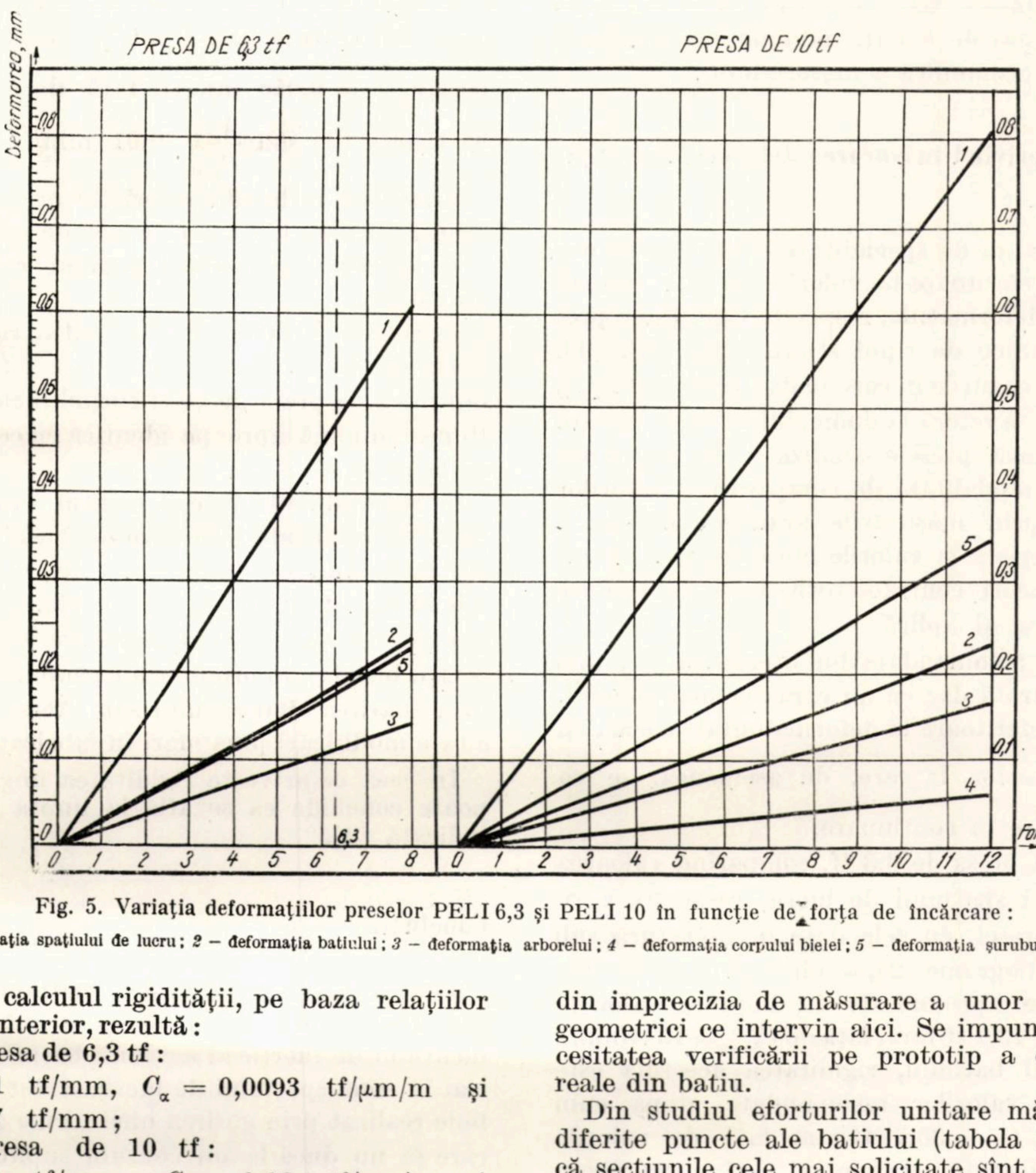


Fig. 5. Variaţia deformaţiilor preselor PELI 6,3 şi PELI 10 în funcţie de forţa de încărcare:

1 – deformaţia spaţiului de lucru; 2 – deformaţia batiului; 3 – deformaţia arborelui; 4 – deformaţia corpului bielei; 5 – deformaţia şurubului bielei.

Făcînd calculul rigidităţii, pe baza relaţiilor arătate anterior, rezultă:

pentru presa de 6,3 tf:

$C_h = 13{,}1$ tf/mm, $C_\alpha = 0{,}0093$ tf/μm/m şi $C_1 = 33{,}7$ tf/mm;

pentru presa de 10 tf:

$C_h = 14{,}8$ tf/mm; $C_\alpha = 0{,}02$ tf/μm/m şi $C_1 = 55$ tf/mm.

Concluzii privind măsurarea eforturilor unitare

Presa de 6,3 tf. Eforturile unitare principale maxime măsurate, din fibrele întinse şi comprimate (secţiunea I-I şi II-II, fig. 2) au valori mai mari decît cele calculate. Atrage atenţia, în mod deosebit, fibra întinsă, unde efortul unitar maxim depăşeşte cu mult prevederile calculului. Întrucît materialul este o fontă cenuşie cu $\sigma_r = 28$ kgf/mm^2, valoarea coeficientului de siguranţă pentru fibra întinsă este $s = 11{,}5$ mărime tolerabilă socotind că este vorba de solicitare de întindere.

Reiese, din cele arătate, că metoda de calcul [1] folosită introduce anumite erori rezultate din imprecizia de măsurare a unor parametri geometrici ce intervin aici. Se impune deci necesitatea verificării pe prototip a eforturilor reale din batiu.

Din studiul eforturilor unitare măsurate în diferite puncte ale batiului (tabela 1) rezultă că secţiunile cele mai solicitate sînt I-I, II-II, III-III, IV-IV şi V-V (fig. 2). Acestora va trebui să li se acorde atenţia cuvenită atît la calcule, cît şi la execuţia batiului (material omogen, fără tensiuni etc.), în cazul construirii de asemenea prese în viitor.

Sub aspectul analizat se poate conchide că la batiul presei de 6,3 tf consumul de material este judicios rezolvat.

Presa de 10 tf. În acest caz eforturile unitare principale maxime, măsurate, atît ale fibrelor întinse, cît şi comprimate, sînt mai mici decît cele rezultate din calcul.

Din analiza eforturilor unitare rezultă că prezintă interes aceleaşi secţiuni ca la presa de 6,3 tf atît sub aspectul calculelor, cît și constructiv. În acest caz materialul din care este turnat batiul este tot o fontă cu $\sigma_r = 28$ kgf/mm^2; rezultă deci pentru fibrele întinse un coeficient de siguranță $s = 25{,}7$, cu circa 70% mai mare decît la presa de 6,3 tf, indicînd și o utilizare mai puțin economică a materialului.

Concluzii privind măsurarea deformațiilor (rigidității)

În literatura de specialitate există foarte puține date referitoare la valorile pe care trebuie să le aibă deformațiile, respectiv rigiditatea preselor mecanice de tipul studiat [2], [3], [4]. Chiar și în cazurile în care se dau unele date [2], acestea nu se referă la domeniul de forțe în care se încadrează presele analizate. În asemenea situație o modalitate de comparare a valorilor obținute prin măsurările arătate o reprezintă numai referirea la valorile obținute prin extrapolare (uneori contradictorii) care, în cele ce urmează, se și aplică.

Singura recomandare din literatură [1], mai bine conturată dar cu un caracter mai general, este cea referitoare la deformabilitatea elastică $\left(\frac{1}{C_h}\right)$ a preselor, la care, de asemenea, se va face referire în continuare.

Astfel la presa de 6,3 tf, comparînd valoarea deformației spațiului de lucru, respectiv a rigidității presei, cu cele date în literatură sub formă de diagrame [2], se observă că rigiditatea presei este aproximativ în limitele valorilor date ($C_h = 13{,}1$ tf/mm, față de $C_{h\,max} = 15$ tf/mm).

În cazul batiului, rigiditatea acestuia este inferioară valorilor recomandate, după cum urmează: $C_1 = 33{,}7$ tf/mm față de valorile recomandate în [2] și anume $C_1 = 57 - 100$ tf/mm sau $\frac{1}{C_1} = 0{,}03$ mm/tf față de recomandarea ca $\frac{1}{C_1} = 0{,}01$ mm/tf [1].

Analizînd ponderea influenței celorlalte organe în mărimea rigidității presei, se poate observa că arborele este suficient de rigid, iar corpul bielei are o deformație elastică neglijabilă. Șurubul bielei are, de asemenea, o rigiditate relativ scăzută, dar ponderea influenței ei este inferioară cu ceva celei a batiului.

În ceea ce privește rigiditatea unghiulară rezultă că se află la limita inferioară indicată [2].

La presa de 10 tf, pentru rigiditatea totală a presei, este valabilă aceeași concluzie ca la presa de 6,3 tf ($C_h = 14{,}8$ tf/mm, față de $C_{h\,max} = 20$ tf/mm).

Și rigiditatea batiului este inferioară valorilor date în literatură [2], [1], ($C_1 = 55$ tf/mm, respectiv $\frac{1}{C_1} = 0{,}018$ mm/tf, față de $C_1 = 58 - 95$ tf/mm [2] sau $\frac{1}{C_1} = 0{,}01$ mm/tf [1]).

Analizînd influența celorlalte organe asupra rigidității presei se poate conclude că:

— arborele are aceeași pondere ca la presa de 6,3 tf;

— corpul bielei este mai puțin rigid ca la presa de 6,3 tf. Aceasta se poate explica prin faptul că, la presa de 10 tf corpul bielei are secțiunea minimă aproape identică cu cea a bielei de la presa de 6,3 tf;

— șurubul bielei este elementul cel mai puțin rigid. Comparîndu-l cu șurubul bielei presei de 6,3 tf rezultă că diametrul este relativ prea mic în raport cu forțele ce intervin.

Este necesară deci o acționare asupra rigidității bielei și, în primul rînd, asupra șurubului, prin mărirea diametrului său. Acest lucru nu aduce modificări prea mari în fabricație.

În ceea ce privește rigiditatea unghiulară se poate conchide că se află la limita inferioară indicată [2].

Concluzii

Pentru mărirea rigidității batiului, soluția cea mai bună ar fi aceea a măririi momentului de inerție al secțiunii batiului, în special în zona spațiului de lucru. Acest lucru trebuie realizat prin găsirea unei forme a secțiunii care să nu ducă la un consum suplimentar de material, respectiv prin păstrarea aceleiași valori a ariei secțiunii, eventual chiar reducerea ei în cazul presei de 10 tf. Acest deziderat este dictat de faptul că asupra deformării batiului influență mai mare o are momentul încovoietor decît forța de tracțiune, deci trebuie mărit, în primul rînd, momentul de inerție.

Rigiditatea bielei este influențată într-o oarecare măsură și de eficacitatea dispozitivului de blocare a șurubului bielei, care în cazul unei funcționări imperfecte (rezultată dintr-o execuție defectuoasă) permite o deformație mai mare a bielei ca urmare a deformării spirelor filetului. De aceea este necesar să se acorde atenţia cuvenită execuţiei şi montării acestui dispozitiv.

Avînd în vedere faptul că atît măsurările privind eforturile unitare, cît mai ales cele privind deformaţiile, arată necesitatea studierii amănunţite a repartiţiei materialului preselor şi mai ales a batiurilor, în secţiunile lor principale, rezultă ca necesară în viitor, la proiectarea preselor, construirea prealabilă de modele, prin aplicarea teoriei similitudinii. Pe aceste modele vor putea fi studiate repartiţia şi valorile eforturilor unitare, precum şi mărimea deformaţiilor, în atîtea variante cît sînt necesare pentru a obţine valori optime. Avantajul este că aceste studii pot fi efectuate înaintea construirii prototipurilor, rezultînd economii băneşti şi de timp.

Din cauza puţinelor date existente în prezent în privinţa rigidităţii preselor mecanice rezultă necesitatea măsurării prealabile a acestui parametru pe prese similare (de fabricaţie diferită) celor care urmează a fi construite în R.S. România. Existenţa acestor date ar permite ca într-un viitor apropiat să se elaboreze şi standarde privitoare la rigiditate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mäkelt H. *Die mechanischen Pressen*. München, Carl Hanser Verlag, 1961.

[2] Lanskoi E. N. *Vibor raţionalnîh razmerov secenia staninî pressov otkrîtovo tipa*. Issledovania v oblasti ştampovocinovo proizvodstva. Sbornik, nr. 5, Moscova, Maşghiz, 1960, p. 49—57.

[3] Hala M. *Tuhost tvařecich strojů*. Strojirenstvi, nr. 4, 1959.

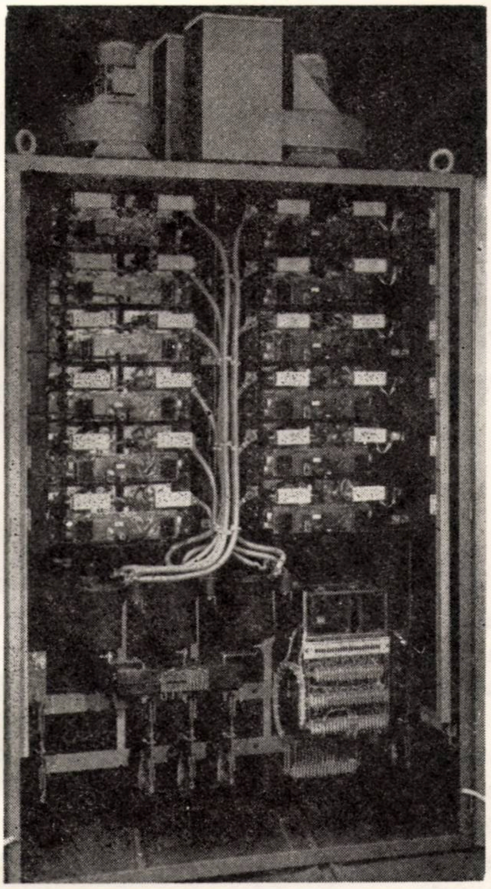
[4] Olivo G. *Prüfung der Statischen Steife von Exzenter- und kurbelpressen*. Maschinenbautechnik 13, nr. 7, iulie, 1964.

[5] Moldovan V. ş.a. *Asupra rigidităţii preselor mecanice cu un montant*. Buletinul ştiinţific al Institutului politehnic — Cluj, nr. 9, 1966.

Iată ce vă poate oferi ACEC

Serviciile de cercetări, de proiectare şi de fabricaţie ale ACEC concep, studiază şi realizează pentru dv. cele mai diverse echipamente electrice.
Puteţi astfel beneficia de tehnicile cele mai moderne în domeniul electricităţii şi electronicii

- **Benzi de aglomerare a minereurilor prevăzute cu comandă automată**
- **Echipament pentru poduri rulante şi macarale**
- **Încărcare automatizată a furnalelor**
- **Acţionarea cajelor de laminoare**
- **Linii de tăiere a benzilor**



Acest dulap de comandă (de tip metalurgic) face parte dintr-unul din cele mai mari echipamente cu tiristori pentru laminoare quarto reversibile.
2 × 6 000 kW – 1 120 V – legătură în cruce fără curent de circulaţie – comandă „Twin-drive top forward" inclusiv instalaţie de ventilaţie.

ACEC

ATELIERELE DE CONSTRUCŢII
ELECTRICE DIN CHARLEROI

ATELIERS DE CONSTRUCTIONS
ELECTRIQUES DE CHARLEROI
SOCIÉTÉ ANONYME
BP 4 B-6000 Charleroi Belgique Telex 51 227

PUBLICOM

Termodinamica reacţiilor de reducere a bisulfurii de fier cu gaz metan

Dr. ing. M. IENCIU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 669.12.046:669.775:662.69

LA THÈRMODYNAMIQUE DES RÉACTIONS DE RÉDUCTION DU BISULFURE DE FER À L'AIDE DU GAZ MÉTHANE

On analyse dans cet ouvrage les possibilités d'utilisation du gaz méthane en tant que réducteur pour la pyrite.

Les calculs thèrmodynamiques effectués montrent que les principales réactions du processus de réduction sont les suivantes :

$FeS_2 + CH_4 = Fe + C + 2H_2S$

$FeS_2 + 2CH_4 = Fe + 2C + 2H_2 + 2H_2S$

$FeS_2 = Fe + S_2$

$FeS_2 + 2H_2 = Fe + 2H_2S$

qui ont, lors des températures plus élevées que 1 000°K, des valeurs de potentiels thèrmodynamiques au-dessous de 10 000 calories, pouvant être réalisées dans des conditions industrielles.

THERMODYNAMICS OF REDUCTION OF IRON BISULPHIDE WITH METHANE GAS

The paper analyses utilization possibilities of methane gas as a reducing agent for pyrite.

Performed thermodynamic computations emphasize that the main reactions of the reduction process are the following :

$FeS_2 + CH_4 = Fe + C + 2H_2S$

$FeS_2 + 2CH_4 = Fe + 2C + 2H_2 + 2H_2S$

$FeS_2 = Fe + S_2$

$FeS_2 + 2H_2 = Fe + 2H_2S$

which at temperatures greater than 1000°K have values of thermodynamic potential under 10 000 t.u. and may be realised under industrial conditions.

În procesul reducerii cu gaz metan a piritei, reacţiile principale posibile sînt :

$$FeS_2 + CH_4 = Fe + C + 2H_2S \qquad (1)$$

$$FeS_2 + CH_4 = Fe + CS_2 + 2H_2 \qquad (2)$$

$$2FeS_2 + CH_4 = 2Fe + CS_2 + 2H_2S \qquad (3)$$

$$FeS_2 + 2CH_4 = Fe + 2C + 2H_2 + 2\,H_2S \qquad (4)$$

$$FeS_2 + CH_4 = Fe + {}^1/_2CS_2 + H_2 + H_2S + {}^1/_2C \qquad (5)$$

$$FeS_2 + 2H_2 = Fe + 2H_2S \qquad (6)$$

$$FeS_2 + C = Fe + CS_2 \qquad (7)$$

$$FeS_2 = FeS + 1/2\ S_2 \qquad (8)$$

Cercetările privind proprietăţile termodinamice ale piritei au fost efectuate prin diferite metode, iar rezultatele obţinute sînt sintetizate în lucrările lui Kelley [3], Richardson şi Jeffes [2].

Folosind valorile standard ale căldurilor molare, entropiilor şi entalpiilor componenţilor reacţiilor de reducere date în tabelele lui Kubacevski şi Evans [1], s-au stabilit expresiile potenţialelor termodinamice în funcţie de temperatură :

1) $FeS_2 + CH_4 = Fe + C + 2H_2S$

$$\Delta G_T^0 = 51\,453 + 1{,}21\,T \ln T - 0{,}77 \cdot 10^{-3} T^2 - 0{,}705 \cdot 10^5\, T^{-1} - 57{,}28946\, T \quad (298-1\,000\ °K)$$

2) $FeS_2 + CH_4 = Fe + CS_2 + 2H_2$

$$\Delta G_T^0 = 80\,278 - 6{,}14\, T \ln T + 1{,}84 \cdot 10^{-3}\, T^2 - 0{,}97 \cdot 10^5\, T^{-1} - 8{,}98443\, T \quad (298-1\,000°K)$$

3) $2FeS_2 + CH_4 = 2Fe + CS_2 + 2H_2S$

$$\Delta G_T^0 = 116\,320 + 6{,}56\, T \ln T - 3{,}36 \cdot 10^{-3}\, T^2 - 0{,}855 \cdot 10^5\, T^{-1} - 120{,}40695\, T \quad (298-1000°K)$$

4) $FeS_2 + 2CH_4 = Fe + 2C + 2H_2 + 2H_2S$

$$\Delta G_T^0 = 64\,925 - 10{,}28\, T \ln T + 3{,}66 \cdot 10^{-3}\, T^2 - 0{,}005 \cdot 10^5\, T^{-1} - 1{,}4729\, T \quad (298-1\,000°K)$$

5) $FeS_2 + CH_4 = Fe + 1/2C + 1/2CS_2 + H_2S + H_2$

$$\Delta G_T^0 = 65\,865 - 2{,}465\, T \ln T + 0{,}54 \cdot 10^{-3}\, T^2 - 0{,}84 \cdot 10^5\, T^{-1} - 33{,}13\,699\, T \quad (298-1\,000°K)$$

6) $FeS_2 + 2H_2 = Fe + 2H_2S$

$$\Delta G_T^0 = 370\,29 + 12{,}7\, T \ln T - 5{,}2 \cdot 10^{-3}\, T^2 - 1{,}455 \cdot 10^5\, T^{-1} - 113{,}16228\, T \quad (298-1000°K)$$

7) $FeS_2 + C = Fe + CS_2$

$$\Delta G_T^0 = 65\,888 + 5{,}35\, T \ln T - 2{,}59 \cdot 10^{-3}\, T^2 - 1{,}675 \cdot 10^5\, T^{-1} - 65{,}06098\, T \quad (298-1\,000°K)$$

8) $FeS_2 = FeS + 1/2\ S_2$

$$\Delta G_T^0 = 86\,700 - 90\, T$$

Cu ajutorul ecuațiilor de mai sus s-au calculat valorile constantelor de echilibru ale reacțiilor de reducere a FeS_2 cu gaz metan; rezultatele obținute sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Nr. reacție	Reacțiile	Funcția termodinamică	Valorile funcțiilor termodinamice				
			Temperatura, °K				
			298	500	600	800	1 000
(1)	$FeS_2 + CH_4 =$ $Fe + C + H_2S$	ΔG	36.132	26.234	21.324	11.512	1 681
		$\log K_p$	−26,49	−11,4659	−7,76694	−3,1445	−0,36725
		K_p	$3,236.10^{-27}$	$3,421.10^{-12}$	$1,71.10^{-8}$	$7,17.10^{-4}$	0,4292
(2)	$FeS_2 + CH_4 =$ $Fe + CS_2 + 2H_2$	ΔG	67.023	56.948	51.594	41.216	30.728
		$\log K_p$	−49,1349	−24,88985	−18,86744	−11,25812	−6,7144
		K_p	$7,33.10^{-50}$	$1,29.10^{-25}$	$1,36.10^{-19}$	$5,51.10^{-12}$	$1,93.10^{-7}$
(3)	$2FeS + CH_4 =$ $2Fe + CS_2 + 2H_2S$	ΔG	91.001	75.490	67.901	52.818	37.782
		$\log K_p$	−66,71481	−32,99384	−24,72724	−14,42721	−8,25656
		K_p	$1,928.10^{-67}$	$1,014.10^{-33}$	$1,87.10^{-25}$	$3,74.10^{-15}$	$5,54.10^{-9}$
(4)	$FeS_2 + 2CH_4$ $Fe + 2C + 2H_2 +$ $+ 2H_2S$	ΔG	47.277	33.152	25.903	11.115	−4.900
		$\log K_p$	−34,66057	−14,48951	−9,4299	−3,03603	1,0708
		K_p	$2,185.10^{-35}$	$3,24.10^{-15}$	$3,72.10^{-10}$	$9,2.10^{-4}$	11.902
(5)	$FeS_2 + CH_4 =$ $Fe + 1/2CS + 1/2C +$ $+ H_2 + H_2S$	ΔG	51.578	41.590	—	—	16.203
		$\log K_p$	−38,10704	−18,17745	—	—	−3,54066
		K_p	$7,816.10^{-39}$	$6,65.10^{-19}$	—	—	$2,88.10^{-4}$
(6)	$FeS_2 + 2H_2 =$ $Fe + 2H_2S$	ΔG	23.988	18.320	15.762	10.905	6.250
		$\log K_p$	−17,58651	− 8,007	−5,73416	−2,97815	−1,36582
		K_p	$2,59.10^{-18}$	$9,84.10^{-9}$	$1,84.10^{-6}$	$1,05.10^{-3}$	$4,307.10^{-2}$
(7)	$FeS_2 + C =$ $Fe + CS_2$	ΔG	54.869	49.000	46.173	40.482	35.036
		$\log K_p$	−40,22654	−21,06643	−16,85106	−11,05764	−7,6575
		K_p	$5,936.10^{-41}$	$8,585.10^{-22}$	$1,41.10^{-17}$	$8,76.10^{-12}$	$2,210^{-8}$
(8)	$FeS_2 \rightarrow FeS + 1/2S_2$	ΔG	59.880	41.700	32.700	14.700	−3.300
		$\log K_p$	−43,16716	−18,22552	−11,90823	−4,01529	0,72116
		K_p	6.810^{-44}	$5,95.10^{-19}$	$1,27.10^{-12}$	$9,65.10^{-5}$	5,262

În diagramele din figurile 1 și 2 se prezintă variația cu temperatura a logaritmului constantelor de echilibru și a potențialelor termodinamice izobare ale reacțiilor de reducere a piritei cu gaz metan.

Din analiza acestor diagrame rezultă că reacția 4 se desfășoară în întregul domeniu de temperatură considerat cu probabilitate mai mare decît reacția 8. La temperaturi sub 800°K, după datele termodinamice obținute și pe baza diagramei din figura 1 se constată că reacția care are cea mai mare probabilitate de desfășurare este reacția (6). De asemenea, o probabilitate termodinamică de desfășurare în sensul dorit, comparabilă cu a reacțiilor (4), (6) și (8) o are și reacția (1). Se observă că probabilitatea de desfășurare a acestor reacții în limitele de temperaturi considerate se schimbă. La temperaturi coborîte ordinea de desfășurare a reacțiilor este (6), (1), (4), (8). La temperatura de 800°K, ordinea de desfășurare a reacțiilor va fi (6), (4), (1), (8), iar la temperatura de 1 000°K, ordinea de desfășurare a reacțiilor se schimbă din nou astfel: (4), (8), (1), (6). Deci, reacțiile de reducere cu gaz metan a piritei sînt mai energice chiar decît reacția de disociere a acestei sulfuri. Acest lucru permite să se afirme că reducerea piritei cu gaz metan este posibilă la temperaturi coborîte. Confirmarea acestor afirmații pe baza cercetărilor de laborator ar putea să constituie baza teoretică a unei noi tehnologii privind valorificarea complexă a minereurilor de pirită indigene.

După calculele termodinamice efectuate şi pe baza diagramelor din figurile 1 şi 2, reacţiile de reducere a FeS_2 cu gaz metan se pot grupa după cum urmează :

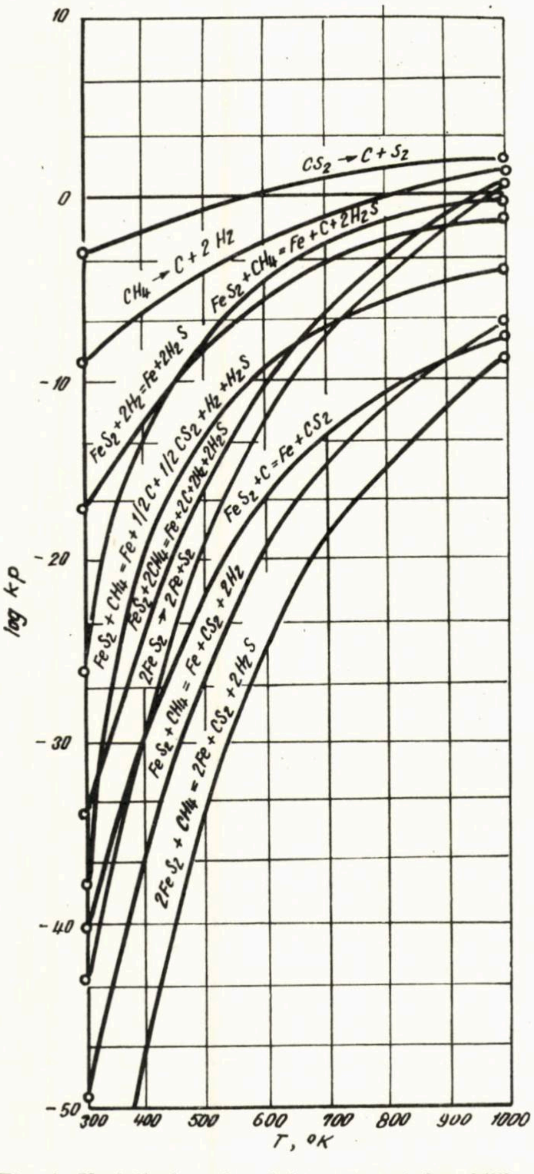


Fig. 1. Variaţia logaritmului constantei de echilibru a reacţiilor din sistemul CH_4 — FeS_2, în funcţie de temperatură.

Reacţiile (1), (4) şi (6) de reducere a FeS_2 cu gaz metan şi reacţia (8) de disociere a piritei sînt reacţiile principale ale procesului, ele avînd posibilitatea să se desfăşoare încă de la temperaturi joase, iar la temperaturi de peste 800°C, devin energice.

Reacţiile (2), (3), (7) şi mai puţin (5) participă în mică măsură la procesul de reducere cu gaz metan a FeS_2, ele nefiind din punct de vedere termodinamic probabile în domeniul de temperatură considerat.

În concluzie, se poate afirma că procesul de reducere a FeS_2 cu gaz metan este termodinamic posibil să se desfăşoare la temperaturi puţin mai mari decît temperaturile la care se efectuează în practică prăjirea minereurilor de pirită.

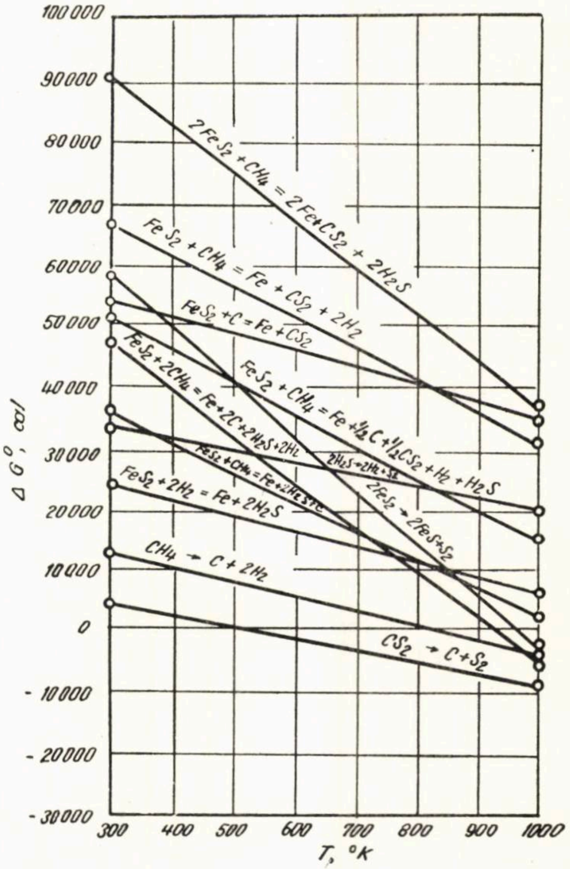


Fig. 2. Variaţia potenţialelor termodinamice izobare a reacţiilor din sistemul FeS_2— CH_4, în funcţie de temperatură.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kubacevski O. şi Evans L. L. *Metalurgical Thermochemistry*, Londra, 1958.
[2] Richardson F. D. şi Jeffes I. N. E. *The Journal of the Iron and Steel Ins.*, vol. 176, 1954.
[3] Kelley H. Bur. of Min. Bull 476, 1949.
[4] Ienciu M. Teză de doctorat, Bucureşti, 1968.
[5] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice*, Bucureşti, 1966.
[6] Esin O. A. *Fiziceskogo himia pirometalurghiceskih profesov*. Moscova, 1966.

Contribuţii la stabilirea unui nou proces tehnologic de fabricaţie a zalelor de lanţ tip Eworth

Ing. G. DOBRESCU
Uzina mecanică – Mirşa

CZ. 669.15'28–194:62–235.5

CONTRIBUTIONS À L'ÉTABLISSEMENT D'UN NOUVEAU PROCESSUS TECHNOLOGIQUE DE FABRICATION DES ÉMERILLONS À CHAINE DU TYPE EWORTH

La construction, la qualité du matériel et le processus technologique de fabrication des émerillons Eworth, utilisés fréquement pour les transmissions à chaine des machines agricoles dont elles conditionnent les propriétés physiques et mécaniques ainsi que leur résistance au cours de l'exploitation imposent l'adoption des processus technologiques de fabrication ayant un maximum d'efficience technique et économique. Les variantes technologiques utilisées fréquement dans la fabrication des émerillons Eworth, leur estampage ou bien leur moulage avec des modèles facilement fusibles en OT sans masselotte, n'ont pas permis l'obtention des propriétés physiques et mécaniques comparables à celles réalisées au cas des variantes à laminage ou à matrice.

Le forgeage des émerillons Eworth avec des modèles facilement fusibles, avec des masselottes borgnes en acier faiblement allié T 35 M 16, avec l'application ultérieure du traitement thermique d'amélioration, a garanti l'obtention des propriétés physiques et mécaniques comparables à celles des émerillons à chaine laminés et coulés en matrices, excluant les défauts de moulage — les microretassures —, l'importation, dans le cas de la variante laminée ainsi que les frais supplimentaires en matériel pour les SDV et les usinages mécaniques, dans le cas de la variante à matrice.

La précision des dimensions des pièces forgées permet l'assemblage des émerillons forgés dans des conditions optima et assure le fonctionnement des transmissions dans des conditions normales. La construction des pièces, la variante technologique adoptée par le système de masselottes latérales assure le détachement des masselottes par un groupe de fraises à alimentation continue. Du point de vue technologique, l'exécution des modèles impose la vérification, après chaque graissage des orifices d'aération de la zone des cavités des masselottes, mesure qui exclue la non-réalisation des dimensions des masselottes au cas où le système d'aérage adopté fait défaut. Le processus technologique est simple, il exclue totalement les défauts de moulage, il assure la précision dimensionnele maxima, des frais de SDV minimes et une durée de fonctionnement maxima, des caractéristiques physiques et mécaniques supérieures, pouvant être considéré ainsi comme un processus technologique à efficience technique et économique maxima, rationnel et réalisable dans les usines qui disposent de fonderies à modèles facilement fusibles.

CONTRIBUTIONS TO THE WORKING OUT OF A NEW OPERATING PROCESS FOR EWORTH CHAIN LINKS

Constructional details, material quality and operating process of Eworth chain links, frequently used in chain drive for agricultural machinery, by conditioning their physico-mechanical properties and their running resistance call for adoption of operating processes with maximal technical and economic efficiency. The methods usually utilized for Eworth chain link manufacturing — stamping or casting in easily meltable models without feeding heads — did not allow to obtain physico-mechanical properties comparable with those attained by rolling or dye-forging.

Casting of Eworth chain links in easily meltable models with blind feeding heads made of low-alloy T 35 M 16 steel, with subsequent quenching and tempering, provides physico-mechanical properties comparable with those of rolled and dye-forged links, eliminating casting defects (microshrinkage), importation — as for rolled links, and expenses due to additional material for tooling and mechanical processing in case of dye-forging.

Size precision of cast parts allows an optimal assembling as cast and ascertains a normal gearing. Piece configuration and adopted casting process with side feeding-heads allows the cutting off of the latter by means of a grouped cutter with continuous feeding. Constructional type of model requires vent hole control after greasing, in the area of feeding head cavities, a measure which bars the possibility of wrong feeding-head sizes, due to an absence of adopted ventilating system. The operating system is easy to perform, eliminates completely casting defects, ascertains a maximal size precision, minimal tooling and control expenses, maximal life, high physico-mechanical characteristics. It can be considered as a rational, high-efficient, operating process, which may be worked-out in any casting shop disposing of easily-melting models.

Transmisiile cu lanţ tip Eworth au devenit în prezent transmisii mecanice generalizate în concepţia şi execuţia maşinilor agricole. Astfel, utilizarea lor se remarcă la o serie de produse ca : prese pentru balotat paie, combine, recoltoare pentru stuf etc. Concepţia de proiectare şi condiţiile de exploatare ale maşinilor agricole respective impun ca prin procesul tehnologic de fabricaţie a zalelor Eworth — elemente componente ale lanţului — să fie asigurate proprietăţi fizico-mecanice superioare, care să permită creşterea rezistenţei lor mecanice la solicitarea de tracţiune.

Ca procese tehnologice de fabricaţie a zalelor Eworth, aplicabile din punct de vedere tehnico-economic, se pot evidenţia următoarele: laminarea, matriţarea, ştanţarea sau turnarea cu modele uşor fuzibile. Procesul tehnologic de fabricaţie adoptat condiţionează însă, în mare măsură, calitatea zalelor Eworth atît sub aspectul calitativ (precizie dimensională, rezistenţă mecanică), cît şi al eficienţei economice. Adoptarea procesului tehnologic este impusă deci de complexitatea, destinaţia şi condiţiile de exploatare specifice tipului de maşini agricole fabricate. Astfel, U. M. A. S. — Bucureşti utilizează frecvent, la fabricarea maşinilor agricole, zale tip Eworth executate în special prin ştanţare. Execuţia prin ştanţare a zalelor Eworth constituie un proces tehnologic corespunzător şi raţional, sub aspect economic, dar deficitar din punct de vedere al asigurării condiţiilor calitative de rezistenţă şi precizie dimensională, impuse acestor piese. Utilizarea zalelor Eworth ştanţate la execuţia recoltoarelor pentru stuf, produse fabricate de către I. M. U.-Medgidia, s-a dovedit ca nerecomandabilă. În acest caz rezistenţa maximă realizată la o forţă de tracţiune de 950 kgf, corespunzătoare secţiunii active a zalelor (fig. 1), este depăşită de rezistenţa minimă cerută de 1 800 kgf pentru aceste maşini.

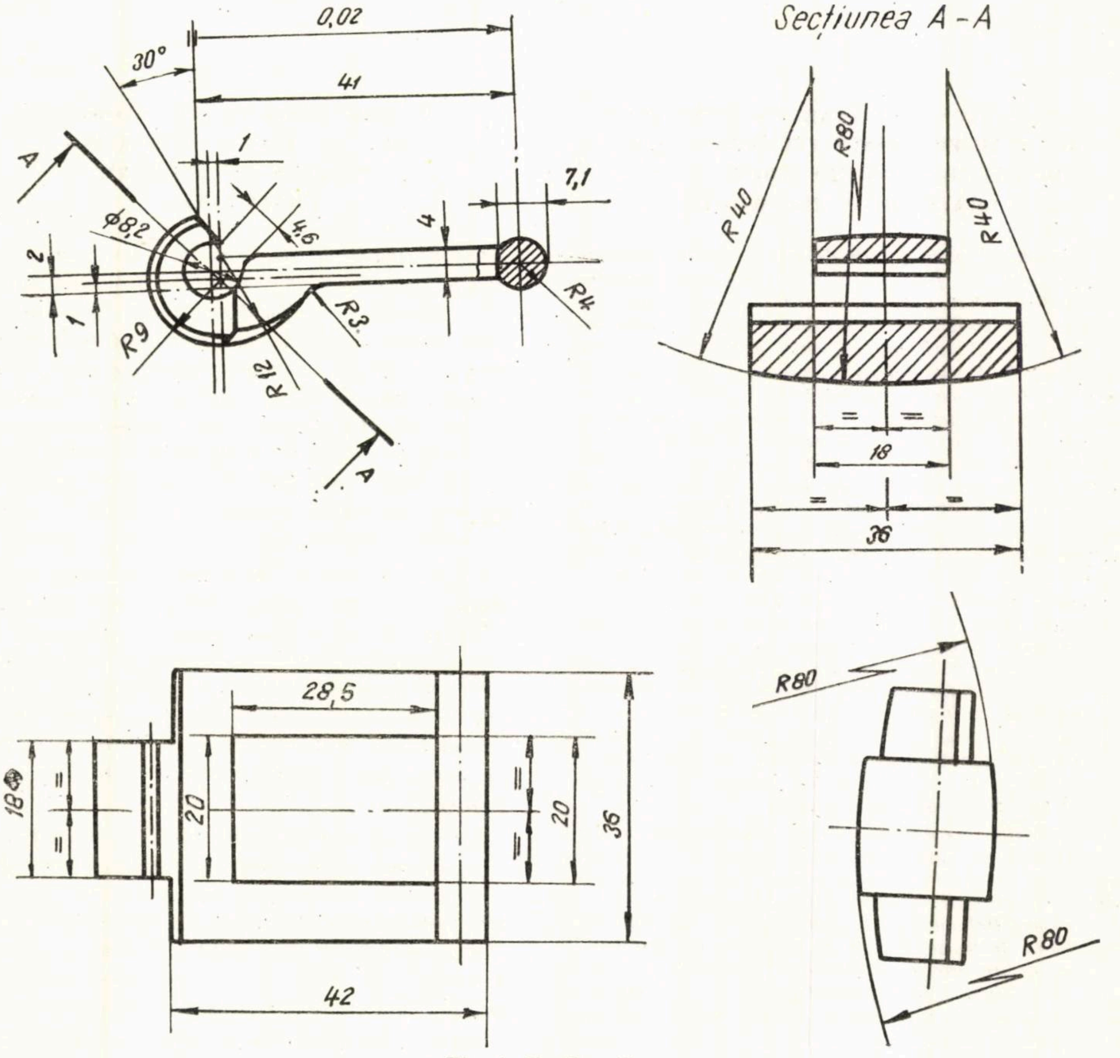


Fig. 1. Za Eworth.

Un studiu comparativ al proprietăţilor fizico-mecanice ale zalelor Eworth, fabricate în ţară prin ştanţare, turnare şi matriţare, şi al celor procurate din import, ţinîndu-se cont şi de criteriile economice, a permis uzinei adoptarea soluţiei tehnologice optime, capabilă să satisfacă în totalitate cerinţele impuse de proiectarea şi execuţia produselor.

Diagrama din figura 2 evidenţiază valorile forţelor medii obţinute la încercările de tracţiune pentru piese finite cu dimensiuni echivalente, fabricate prin cele patru procese tehnologice expuse mai sus.

Concluziile studiului au permis uzinei să adopte variantele tehnologice posibile de realizat în condiţiile de utilare existente, şi anume : matriţarea sau turnarea în forme coji obţinute cu modele uşor fuzibile.

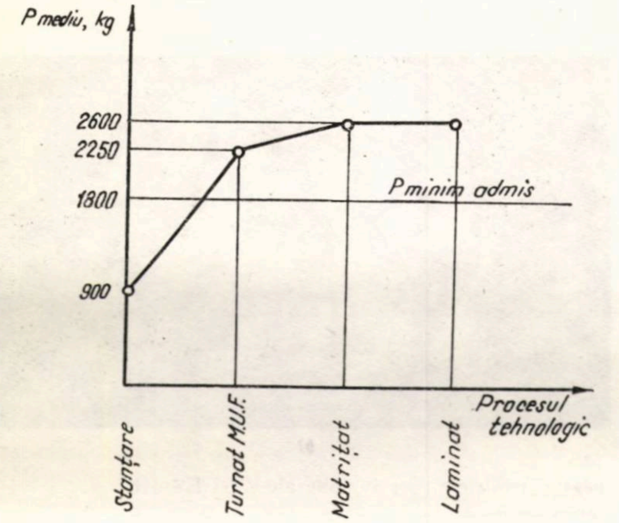


Fig. 2. Variaţia forţei de tracţiune funcţie de procesul tehnologic de fabricaţie a zalelor Eworth.

Matriţarea pieselor din oţel lat constă în debitarea materialului, preforjare, matriţare, debavurare, calibrare, găurire şi alezare. Acest proces tehnologic s-a dovedit a fi neeficient din punct de vedere economic, insuficient de productiv şi ca avînd o utilizare neraţională a matriţelor care, condiţionat de dimensiunile şi complexitatea pieselor, duceau la o durabilitate minimă şi neraţională a lor.

Deficienţele tehnico-economice care au caracterizat varianta de fabricaţie prin matriţare, precum şi rezultatele încercărilor fizico-mecanice obţinute (prezentate în tabela 1 şi în diagrama din figura 2) au impus uzinei fabricarea acestor piese, în paralel, atît prin matriţare, cît şi prin turnarea cu modele uşor fuzibile.

Tabela 1

Procesul tehnologic de fabricaţie	Rezultatele incercărilor la tracţiune			Felul şi numărul buletinului de analiză
	$P_{max.}$ kgf	$P_{mediu.}$ kgf	$P_{min.}$ kgf	
Ştanţare	950	900	850	Buletin încercări mecanice nr. 58/MC--Laborator I.M.U.M.
Turnare M.U.F.	2 400	2 250	2 100	Buletin încercări mecanice nr. 48/MC--Laborator I.M.U.M.
Laminat — matriţat	2 700	2 600	2 500	Buletin încercări mecanice nr. 140/MC-Laborator I.M.U.M.

Din interpretarea rezultatelor analizate comparativ cu condiţiile tehnice de rezistenţă impuse zalelor Eworth, respectiv asigurarea forţei minime de 1 800 kg considerată pentru secţiunea activă adoptată constructiv, a rezultat posibilitatea de execuţie a lor şi în varianta turnare de precizie în forme coji realizate cu modele uşor fuzibile. La analizarea procesului tehnologic de turnare s-a avut în consideraţie asigurarea unor proprietăţi fizico-mecanice superioare prin : calitatea materialului, tehnologia propriu-zisă de turnare şi tratamentul termic.

Procesul tehnologic care a fost adoptat ca soluţie definitivă pe baze experimentale s-a dovedit a fi cel mai eficient atît din punct de vedere economic, cît şi din punct de vedere tehnic, putîndu-se trage următoarele concluzii :

— Zalele de lanţ Eworth turnate din oţeluri slab aliate T 35, M 16 sînt net superioare zalelor turnate din oţeluri carbon ;

— Turnarea zalelor cu maselote oarbe pentru alimentarea axului (Ø 8,0 mm), în zona de intersecţie cu cadrul şi alimentarea directă în ciocul zalei exclude pericolul apariţiei microretasurilor care au influenţă negativă asupra rezistenţei mecanice a pieselor ;

— Prin tratamentul termic de îmbunătăţire aplicat pieselor turnate se ameliorează considerabil proprietăţile fizico-mecanice, asigurîndu-se rezultate corespunzătoare datelor indicate în tabela 1 ;

— Turnarea pieselor în forme coji realizate cu modele uşor fuzibile asigură o precizie dimensională maximă, permiţînd utilizarea pieselor fără prelucrări mecanice ulterioare ;

— Se asigură creşterea considerabilă a durabilităţii SDV-urilor şi evitarea folosirii oţelurilor aliate de scule, matriţele pentru turnarea cu modele uşor fuzibile realizîndu-se din OL 38 ;

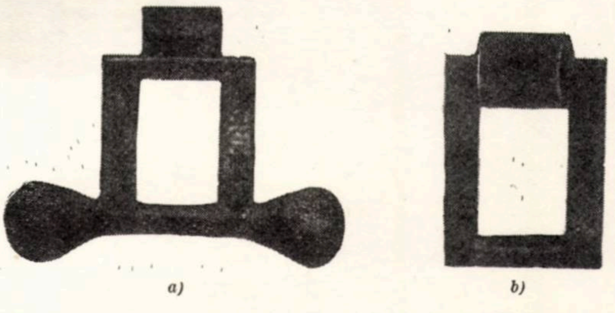

a) b)

Fig. 3. Za Eworth turnată cu ajutorul modelelor uşor fuzibile :
a – cu maselote nedetaşate ; *b* – piesă finită.

— Varianta tehnologică respectivă, prin avantajele sale tehnico-economice, poate fi generalizată şi utilizată la execuţia zalelor de lanţ tip Eworth, folosite în prezent la fabricarea tuturor maşinilor agricole;

— Zalele de lanţ de tip Eworth ca piese turnate sînt arătate în figura 3 care prezintă piesa turnată cu maselote şi, respectiv, fără maselote, a căror detaşare este rezolvabilă prin frezare pe dispozitive speciale ce permit detaşarea simultană a maselotelor, precum şi o alimentare continuă cu piese.

Concepţia de proiectare a matriţelor, precum şi procesul tehnologic de execuţie a modelelor uşor fuzibile, impune, în acest caz, asigurarea aerisirii matriţelor superioare în zona cavităţilor maselotelor. Aceasta este posibil de realizat prin practicarea unor orificii avînd diametrul de circa 2 mm, iar tehnologic, în timpul execuţiei modelelor, prin curăţarea lor periodică, în vederea evitării astupării canalelor de aerisire.

Construcţia matriţelor utilizate pentru execuţia modelelor uşor fuzibile este arătată în figura 4.

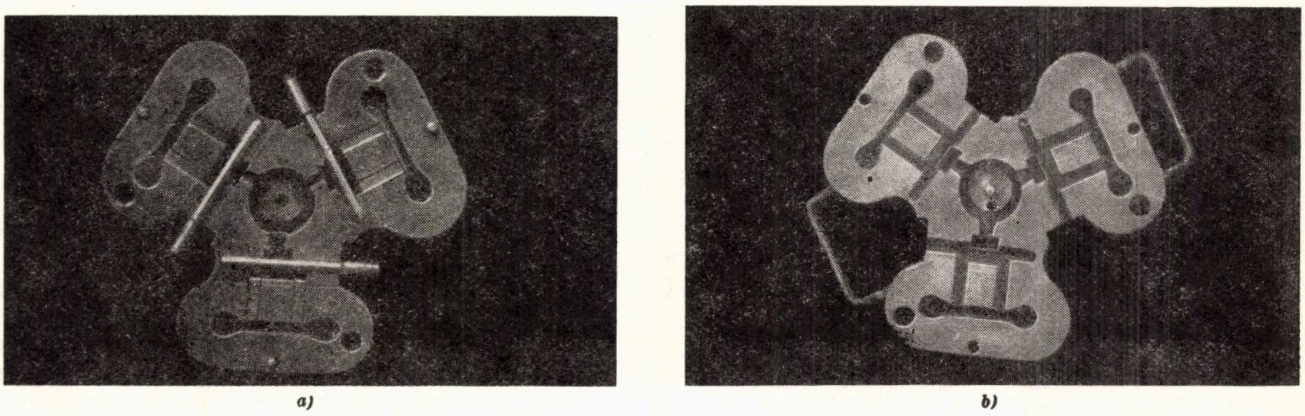

a) b)

Fig. 4. Vedere în planul de separaţie a matriţei pentru modelele uşor fuzibile ale zalei Eworth: *a* – matriţă inferioară; *b* – matriţă superioară.

În concluzie, avantajele tehnico-economice asigurate de varianta de fabricaţie a zalelor Eworth prin turnarea în forme coji executate cu modele uşor fuzibile justifică generalizarea sa la execuţia transmisiilor cu lanţ folosite frecvent în cazul maşinilor agricole. Procesul tehnologic este capabil să asigure o calitate corespunzătoare a pieselor atît sub aspectul preciziei cît şi al rezistenţei la tracţiune. Piesele astfel realizate sînt utilizate, cu rezultate bune, la execuţia recoltoarelor pentru stuf, fabricate de către I.M.U. — Medgidia şi exploatate de către baza de experimentări pentru recoltarea stufului T.A.V.S. — Tulcea.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Inovaţii — fişe S.E. Industria metalurgică şi construcţii de maşini, nr. 60, p. 17. Dobrescu G. Tehnologie optimă de turnare a zalei de lanţ tip Eworth. Întreprinderea metalurgică de utilaje — Medgidia.

Contribuţii la studierea unor aspecte privind călirea superficială cu flacără

Ing. A. ADĂSCĂLIŢEI
Uzina mecanică ,,Nicolina“ – Iaşi

CZ 621.785.542

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE CERTAINS ASPECTS CONCERNANT LE TREMPAGE SUPERFICIEL À FLAMME

On traite quelques aspects métallurgiques concernant le trempage superficiel à flamme oxyacétylénique. On présente les résultats obtenus lors d'un cas d'application de ce procédé. De même, en prenant comme base ces résultats qui ont été corrélés avec des données indiquées dans la littérature de spécialité, on met en évidence les paramètres et la manière dont ils interviennent dans le déroulement du processus thermique de trempage superficiel à flamme et leur influence sur les caractéristiques finales obtenues : la profondeur de la couche trempée, en mm, ainsi que la dureté finale.

Pour conclure, on montre quelques avantages qualitatifs obtenus lors du trempage superficiel à flamme comparés à d'autres procédés, et particulièrement dans le cas de la fabrication de pièces uniques, en petites séries, tenant compte du coût minime des investitions.

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY REGARDING SOME ASPECTS OF FLAME HARDENING

The paper analyses some metallurgical aspects of oxyacetylene flame-hardening. Obtained results in a case of practical utilization of the proceeding are presented. In addition, based on these results correlated with literature data, parametra are deduced as well as the way they act — during development of the thermal process of flame hardening — upon the final obtained characteristics: depth of hardened layer (in mm) and final durity.

In the end, qualitative advantages obtained by flame hardening as against other proceedings are presented, especially in the case of single part manufacturing on small-scale, taking into account the reduced necessary investments.

Problemele de tratamente termice au căpătat în ultimii ani o importanţă tot mai mare la Uzina mecanică ,,Nicolina“ — Iaşi, datorită numărului mare de repere care trebuie să fie supuse unui anumit tratament termic.

În prezent pînă la obţinerea unor instalaţii moderne, toate operaţiile de îmbunătăţire se fac în cuptoare cu flacără, care însă ridică numeroase probleme. Problema care a provocat mai multe inconveniente a fost apariţia deformărilor în timpul tratamentului termic. De exemplu cuţitul mijlociu pentru lamă la buldozer (2 532 × 180 × 15 mm), executat dintr-un oţel carbon special cu conţinut mărit de mangan (0,40% C, 0,81% Mn, 0,24% Si) se deforma în lungime, căpătînd forma unei elice, cu toate măsurile de prevenire adoptate (dispozitive de călire, măsuri speciale de aşezare pe vatră şi la introducerea în baia de răcire etc.). Singurele soluţii practice care rămîneau pentru micşorarea deformaţiilor la tratament erau fie aplicarea unui tratament CIF, fie călirea superficială cu flacără oxiacetilenică.

Deoarece nu se dispune de instalaţie CIF s-a apelat la cea de-a doua soluţie : încălzire rapidă cu flacără pe o zonă relativ îngustă (20—25 mm) şi cu o adîncime mică (1—3 mm) pînă la temperaturi care se situează deasupra temperaturilor de transformare şi răcire cu o anumită viteză pentru a se produce schimbări în structura materialului.

Pentru rezolvarea problemei propuse a fost necesară realizarea unui dispozitiv relativ simplu, care s-a conceput şi construit în uzină. Instalaţia este compusă dintr-un batiu longitudinal, pe care a fost prinsă piesa de tratat. Arzătorul folosit pentru încălzire de tip clasic şi instalaţia de răcire au fost fixate pe un tractor antrenat electric, cu o viteză de deplasare care se poate regla între 200 şi 500 mm/min. Acetilena se ia din reţeaua de alimentare a secţiei montaj, iar oxigenul, din butelii care permit un consum pînă la 2 m^3/h. Presiunile acetilenei şi ale oxigenului se reglează cu ajutorul unor reductoare corespunzătoare. Puterea de încălzire este proporţională cu cantitatea de oxigen în amestecul gazos. Amestecarea celor două gaze se realizează în suflai. Distanţa dintre arzător şi stropitorul pentru răcire este reglabilă. Instalaţia este dotată cu robinete de reglare şi închidere a gazului, oxigenului şi apei (fig. 1).

Prin deplasarea în lungul piesei de călit, după un anumit program, a căruciorului tractor, dotat cu cele două dispozitive de încălzire şi răcire, fiecare punct de pe lungimea L va parcurge acelaşi ciclu termic de încălzire — răcire prestabilit, în raport cu caracteristicile de transformare ale materialului călibil considerat.

La încălzire porţiunea respectivă este adusă rapid la o temperatură superioară punctului A_3, iar după aceasta, zona respectivă este răcită cu o viteză care depinde de grosimea materialului şi de debitul, temperatura şi unghiul jetului de apă pentru răcire. Proprietăţile finale ale zonei călite depind de doi factori : compoziţia materialului şi viteza de răcire.

Cu dispozitivul descris (fig. 1) se poate executa călirea prin două metode :

a) După încălzire se aplică o răcire bruscă, urmată de un tratament de revenire în scopul ameliorării ductilităţii zonei tratate. În felul acesta martensita revenită are proprietăţi de plasticitate şi ductilitate îmbunătăţite faţă de structura călită. Operaţia se poate efectua pe aceeaşi instalaţie cu completările de rigoare. Ciclul de tratament termic de călire, urmat de revenire, este reprezentat în figura 2.

b) După încălzirea pentru călire se efectuează răcirea rapidă pînă la un nivel prestabilit, acţionînd asupra mărimii, formei, vitezei şi înclinării jetului de apă pentru răcire.

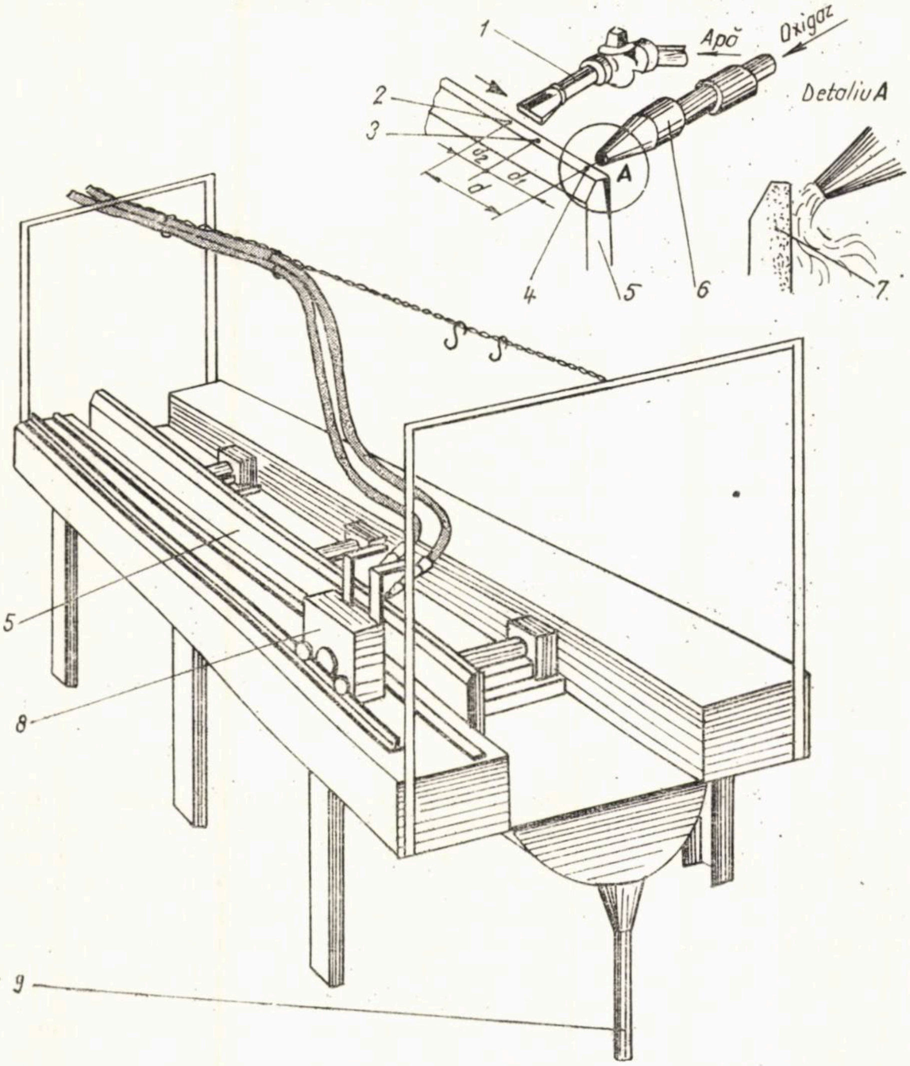


Fig. 1

1 – instalaţie de răcire ; *2* – punctul din care se aplică răcirea ; *3* – punctul cu temperatură maximă ; *4* – punctul de incălzire directă ; *5* – lama ce suferă tratamentul termic ; *6* – aparatul de incălzit (oxigaz) ; *7* – zona de călire superficială ; *8* – căruciorul aparatului de incălzit ; *9* – jgheabul pentru scurgerea apei ; *d* – distanţa dintre aparatul de incălzire şi dispozitivul de răcire ; d_1 – distanţa dintre arzător şi punctul de maximă temperatură ; d_2 – distanţa dintre punctul de maximă temperatură şi punctul de răcire.

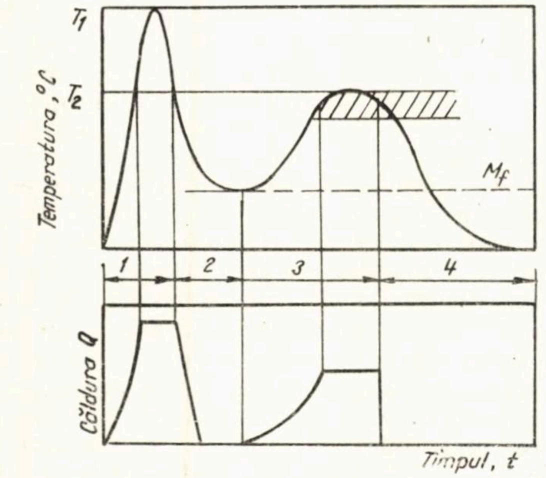


Fig. 2. Tratamentul de călire şi revenire progresiv-lineară :

1 – timpul de incălzire pentru călire ; *2* – timpul de răcire ; *3* – timpul de incălzire pentru revenire ; *4* – răcirea pînă la temperatura mediului ambiant ; M_f – temperatura punctului de sfîrşit de transformare a martensitei ; T_1 – temperatura de călire ; T_2 – temperatura de revenire.

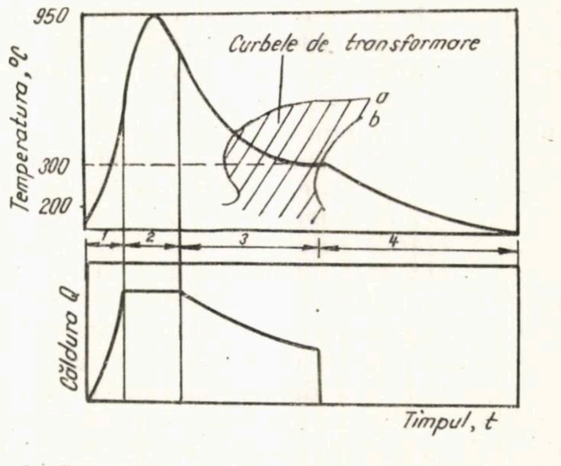


Fig. 3. Reprezentarea tratamentului de călire martensito-bainitică progresiv lineară :

1' – timpul de incălzire pentru călire; aparat de căldură prin conducţie ; *2* – timpul de incălzire pentru călire prin contact direct cu flacăra ; *3* – timpul de răcire ; *4* – timpul de răcire completă ; *a* – curbe de inceput de transformare ; *b* – curbe de sfîrşit de transformare.

În felul acesta curba de răcire pătrunde bine în curba în S, dînd loc la o transformare izotermă. Această metodă este redată grafic în figura 3.

Pentru a stabili parametrii tehnologici optimi de lucru pe dispozitiv s-au făcut mai multe încercări. În tabela 1 sînt redate valorile optime pentru care s-au obținut rezultatele prescrise.

În tabelele 2 și 3 sînt prezentate rezultatele obținute în urma încercărilor de tratament termic superficial, la încălzire cu flacără (tabela 2) și, respectiv, după călirea cu încălzire în cuptor electric și răcire în apă urmată sau nu de revenire (tabela 3) (încercări efectuate pentru obținerea unor date pentru comparație).

Tabela 1

Denumirea piesei	Cuțitul mijlociu, lama de buldozer S 650
Reperul	32.72.163 A
Dimensiunile, mm	2 532 × 180 × 15
Greutatea, kg	48
Materialul GOST 1050−60	oțel 40 G
Duritatea finală, HRC	48−52
Locul călit	suprafața frontală
Porțiunea călită	25 mm
Adîncimea de călire	2 mm
Sistemul de călire	progresiv liniar
Repartiția puterii calorice Q	flacără unică
Natura mediului de răcire	apă
Debitul acetilenei, m^3/h	1,700
Debitul de oxigen, m^3/h	1,850
Raportul oxigen : gaz	1,1
Viteza amestecului gazos, m/s	143
Viteza de deplasare a tractorului, mm/min	200−250
Debitul apei de răcire, m^3/h	0,500
Temperatura apei de răcire, °C	18−20
Viteza apei de răcire, m/s	2,5
Timpul de încălzire (calculat pe 1 mm lungime), s	0,35
Timpul de răcire (calculat pe 1 mm lungime), s	0,6
Deformarea după călire	insensibilă

Tabela 2

Nr. probei	Călire cu flacără					Duritate măsurată	
	°C	Viteza de inaintare, mm/min	Consum acetilenă, m^3/h	Consum de oxigen, m^3/h	Mediu de răcire	HB material de bază	HRC în zona călită în adîncime
1	950− 1 000	240	1,700	1,850	jet de apă la 20 °C	185	47 50 52,5
2	950− 1 000	200	1,700	1,850	jet de apă la 20 °C	185	51,5 52 52

În urma analizei celor două grupuri de rezultate se observă că duritățile impuse a se realiza prin tratamentul termic au fost obținute și în cazul aplicării călirii cu flacără oxiacetilenică și că aceste valori sînt comparabile cu cele obținute pe epruvete la care s-a aplicat călirea urmată de revenire, ambele avînd ca mediu de răcire apa.

Tabela 3

Nr. probei	Călire			Revenire			Duritate obținută HRC		
	°C	Durata, min	Mediul de răcire la temperatură	°C	Durata, min	Mediul de răcire la temperatură	La un capăt	La mijloc	La capătul doi
1	1 000	18	apă la 20 °C	—	—	—	58 60 60,5	60,5	60
2	1 000	18	apă la 20 °C	300	25	apă la 20 °C	46 48,5 49,5	46 47,5 49,5 49	45 49 50
3	1 000	18	apă la 20 °C	—	—	—	56,5 57	56	57
4	1 000	18	apă la 20 °C	300	25	apă la 20 °C	51 50	50	51,5
5	1 000	18	apă la 20 °C	300	25	aer la 18−20 °C	50	48,5 51,5	51

În afară de măsurătorile de duritate redate anterior pe probele astfel obținute s-au mai făcut o serie de cercetări metalografice și s-au executat microfotografii în scopul studierii transformărilor și reacțiilor desfășurate în zona de călire superficială și în zona influențată termic, comparate cu cele călite și revenite.

Din analiza rezultatelor redate în tabelele 2 și 3 și a microstructurilor corelate cu date din literatura de specialitate [1], [2] și [4] reies parametrii și modul în care ei intervin în desfășurarea procesului termic de călire superficială cu flacără și a caracteristicilor finale obținute (adîncimea stratului călit, în mm, și duritatea finală, în unități HRC).

Temperatura maximă atinsă de material la diferite adîncimi de la suprafața încălzită scade după o curbă cu o alură aproximativ exponențială, ca în figura 4, gradientul de temperatură fiind mai ridicat în apropierea suprafeței de încălzire. Pentru ca să existe transformări structurale în material, diferitele porțiuni ale acestuia (fig. 5) trebuie să fie menținute un anumit timp deasupra temperaturii de transformare (700 — 750°C).

Din cele două diagrame reiese că în funcție de adîncimea de la fața încălzită, rezultatele tratamentului vor fi diferite [1], [2], [3], lucru confirmat și de măsurătorile de duritate efectuate (fig. 6).

Temperatura maximă se fixează deci la suprafața metalului în funcție de adîncimea dorită a stratului călit. Ea se atinge la circa 10 — 12 mm după arzător, propagarea căldurii făcîndu-se foarte puţin înaintea lui. Deşi flacăra oxidantă produce o putere specifică superioară faţă de cea neutră, este de preferat totuşi ultima pentru a micşora decarburarea.

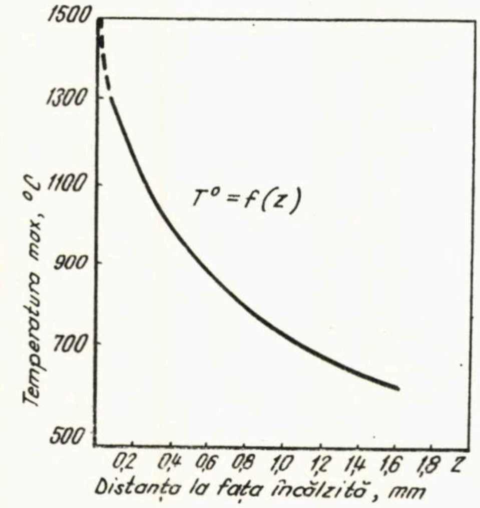


Fig. ˙4. Temperatura maximă la diferite adîncimi de la faţa încălzită direct, în cazul tăierii oxiacetilenice cu viteze de lucru 200—250 mm/min[3].

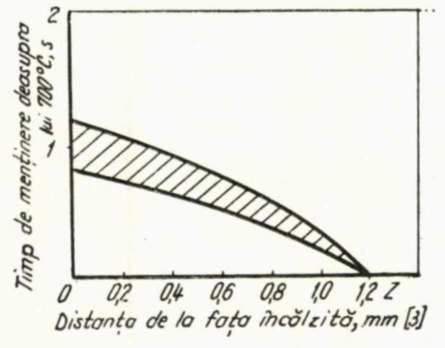


Fig. 5

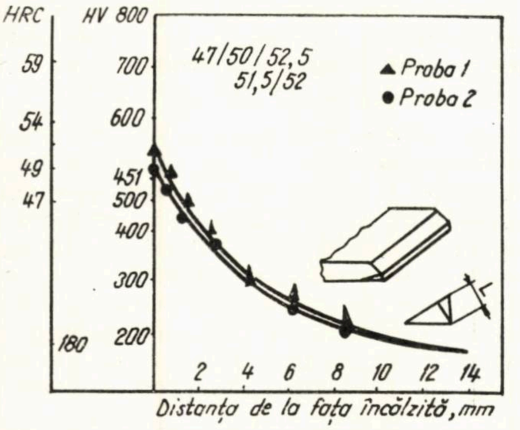


Fig. 6

Vitezele de încălzire şi răcire au o evoluţie asemănătoare avînd aceeaşi alură ca şi temperaturile maximale. După literatură [2] şi [3] cele mai mari viteze se înregistrează la încălzire între 650 şi 1 050°C, iar la răcire, între 850 şi 1 200°C.

Făcînd unele aproximaţii şi folosind relaţia:

$$Q = \frac{G_0}{\eta_1, \eta_2}[Co(t_2 - t_1) + k \cdot \eta_3], \text{ kcal/s},$$

unde:

G_0 este greutatea zonei din material supusă călirii cu flacără;

Co — 0,184 kcal/kgf·grad;

t_2 — temperatura de încălzire a suprafeţei măsurate cu pirometrul optic, °C;

t_1 — temperatura camerei, °C;

η_1, η_2 — coeficienţii care au în vedere pierderile de căldură prin conducţie, convecţie şi radiaţie;

K — coeficientul de corecţie care are în vedere cantitatea de căldură întrebuinţată la topirea oţelului în zona superficială;

η_3 — coeficientul de corecţie care are în vedere volumul din material care ajunge în stare lichidă;

se ajunge la vitezele calculate, de 2 850°C/s, la încălzire, şi de 1 520 °C/s, la răcire.

Practic se pot influenţa aceste viteze variind puterile specifice de încălzire, respectiv răcirea.

Adîncimea stratului călit la un acelaşi material poate fi influenţată prin creşterea temperaturii de călire. În acelaşi timp materialul se supraîncălzeşte, stratul călit devine grosolan şi fragil, iar în unele cazuri se fisurează, producînd rebutarea piesei.

La o temperatură de călire corespunzătoare oţelului respectiv, adîncimea de călire este funcţie de puterea de foc a arzătorului. Aceasta, la rîndul ei, poate fi variată fie printr-o modificare a vitezei de curgere a amestecului gaz oxigen, pentru o formă dată a arzătorului, fie prin schimbarea secţiunii orificiului de ieşire pentru amestecul combustibil, la o viteză de curgere corespunzătoare şi constantă. În general oţelurile carbon nu pot da o adîncime de călire mai mare de 4 mm, iar cele aliate, de maximum 8 mm.

În cazul unei încălziri care aduce suprafaţa exterioară a lamei la o temperatură de 1 450°C apare o zonă de topire care, în fotografiile de microstructură, se caracterizează printr-o structură perlitică fină, într-o reţea de cementită, pe o adîncime de 0,01 mm. Aceasta este urmată de o zonă amestecată de martensită, sorbită şi troostită, care trece gradat la o structură Widmanstätten şi, în fine, la structura zonei neafectate a metalului de bază. S-a reuşit să se ajungă prin călirea aplicată la o structură martensitică urmată de structuri intermediare pînă la metalul neafectat.

Concluzii

Spre deosebire de călirea volumică a piesei, structura obţinută la călirea superficială cu flacără este superioară deoarece din cauza duratei mult mai scurte de încălzire, urmată de o răcire rapidă, nu mai apare efectul de mărire a granulaţiei structurale.

Diferenţele de duritate care se observă între suprafaţa exterioară şi zonele care urmează în adîncime sînt influenţate de carburarea sau decarburarea suprafeţei şi de gradul de austenitizare.

În timpul călirii stratului apar variaţii dimensionale atît datorită transformărilor interne ale oţelului, cît şi din mărirea volumului specific al acestuia. Ca urmare se obţin, în zona superficială, tensiuni interne de compresie, care măresc rezistenţa piesei la încovoiere, torsiune şi oboseală.

Valorile dimensionale obţinute la călirea superficială se traduc fie printr-o creştere, fie printr-o micşorare a cotelor într-un sens sau în altul. Ele sînt însă mici, practic neglijabile. Fiind vorba de un fenomen fizic normal, care nu va putea fi eliminat total prin nici un mijloc, sensul acestor variaţii pentru piesele de formă simplă, ca şi ordinul lor de mărime, va putea fi totuşi prevăzut.

Aceste deformaţii sînt în toate cazurile aproape constante pentru piese identice atît din punct de vedere al formei, cît şi al structurii de metal, încît se pot lua măsuri corespunzătoare, adaosuri de rectificare sau predeformări în sens invers.

Forma piesei şi factorii anteriori călirii superficiale au un rol esenţial şi, pentru acest motiv, este nevoie să se realizeze dispozitive de prindere adecvate. Pentru eliminarea factorilor anteriori se face recoacere, după prelucrarea piesei, înaintea prelucrării finale. Această stabilizare este extrem de importantă şi trebuie bine executată, cu o răcire foarte lentă, în scopul evitării apariţiei de noi tensiuni.

Metoda poate fi extinsă, în cele mai diverse situaţii fiind accesibilă datorită lipsei unor utilaje costisitoare. Ea se pretează la fabricaţia de unicate, în serie mică, avînd în vedere costul minim al investiţiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Călirea superficială cu flacără oxi-metan.* Din experienţa Uzinei „23 August"-Bucureşti. I.D.T., 1966.

[2] Ruge J. *Transformări şi reacţii în zona de transformare în timpul sudării şi decupării cu oxigen.* Soudaje et techniques connexes ; vol. 21, nr. 1/2, 1967, p. 43—51.

[3] * * * Comunicare tehnică. Note asupra utilizării timpului de răcire pentru interpretarea curbelor transformării oţelului în cursul sudurii. Laboratorul Institutului de sudură. Soudage et techniques connexes, vol. 21, nr. 3/4, 1967, p. 132—133.

[4] Beevers. A. *Sudura în puncte, prin rezistenţă, a oţelurilor* Soudage et techniques connexes, vol. 22, nr. 7/8, 1968, p. 307—311.

Căile intensificării elaborării oţelului în cuptoarele electrice

Prof. dr. ing. I. TRIPŞA
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 669.141.247

Producţia mondială de oţel a crescut în perioada ultimilor 100 ani într-un ritm tot mai intens, aşa cum rezultă din graficul din figura 1. Interesant este — din acest punct de vedere — faptul că s-a scurtat mereu durata perioadei de creştere a acestei producţii cu cîte o sută milioane t anual de la 24 ani (1927 = 100 mil. t — 1951 = 200 mil. t) la 8 ani (1959 = 300 mil. t), apoi la 5 ani (1964 = 400 mil. t) şi mai puţin de 4 ani (1968 = 530 mil. t). Este de presupus că acest fapt se va păstra şi în viitor, ceea ce permite să se aprecieze că în 1980 se va atinge o producţie anuală de circa 1 miliard t oţel [1].

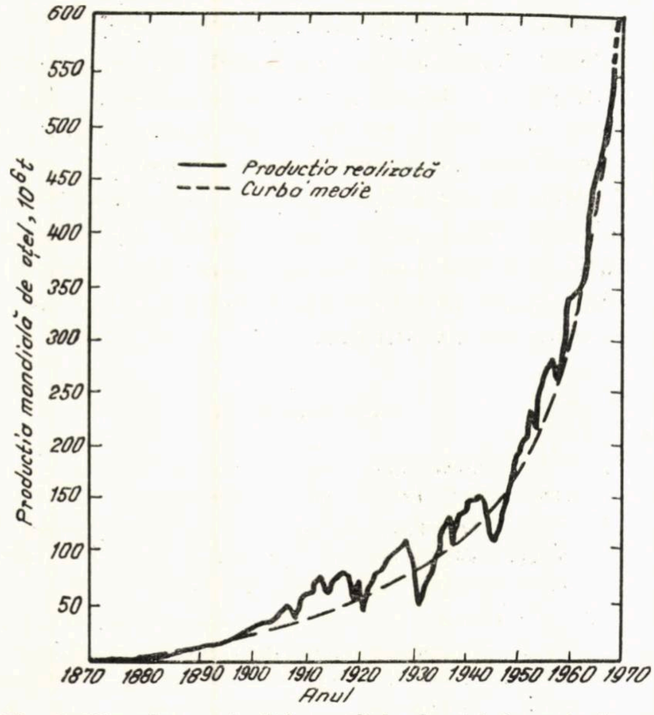


Fig. 1. Dinamica producţiei mondiale de oţel în perioada 1870–1970.

De remarcat este, de asemenea, progresul rapid al tehnologiei de elaborare a oţelului, caracterizat în primul rînd prin înlocuirea, în anii 1856 – 1870, a vechilor procedee puţin productive cu procedeele Bessemer şi Thomas, întrecute la rîndul lor de procedeul Martin, care din 1954 a început să cedeze din poziţia predominantă, pe care a avut-o, procedeului modern de elaborare a oţelului în convertizorul cu oxigen, iar în ultimii ani şi procedeului de elaborare în cuptoare electrice. Fără îndoială că progresul tehnologic la elaborarea oţelului va continua să-şi sporească ritmul şi este interesantă orice încercare de a descifra tendinţele evoluţiei viitoare. În tabela 1 se prezintă ponderea diferitelor procedee de elaborare a oţelului în primele şapte ţări, mari producătoare, în anul 1967.

Din aceste date rezultă că procedeul Thomas şi-a păstrat o anumită importanţă în unele ţări din apusul Europei (inclusiv Belgia şi Luxemburg), că procedeul Martin este încă preponderent în S. U. A., U. R. S. S. şi Anglia, că a crescut foarte intens ponderea convertizorului cu oxigen şi că cuptoarele electrice capătă o importanţă tot mai mare în special în Italia, Japonia, Anglia şi S. U. A.

Specialiştii consideră că în viitorul apropiat va scădea în continuare ponderea cuptoarelor Martin şi a convertizoarelor Thomas în producţia de oţel, crescînd ponderea convertizoarelor cu oxigen şi a cuptoarelor electrice [2] care asigură preţul cel mai scăzut al oţelului (fig. 2).

Din graficul figurii 2 rezultă de asemenea că se va păstra şi în viitor tendinţa de a se construi convertizoare şi cuptoare electrice de capacitate mare, deoarece preţul de cost al oţelului se reduce cu creşterea acestei capacităţi. Pe baza acestor date se apreciază că, în 1972 producţia mondială de oţel se va repartiza după cum urmează [3]: 59,0% convertizoare

Tabela 1

Ţara	Ponderea, %, pentru procedeele				
	Thomas	Bessemer	Martin	Convertizorul cu oxigen	Cuptorul electric
S.U.A.	–	–	55,7	32,6	11,7
U.R.S.S.	–	1,9	79,8	9,2	9,1
Japonia	–	–	14,5	67,2	18,3
R.F. a Germaniei	23,1	–	37,0	31,4	8,5
Anglia	–	0,7	57,3	27,7	14,3
Franţa	51,8	0,3	21,8	16,7	9,4
Italia	–	–	35,4	26,9	37,7

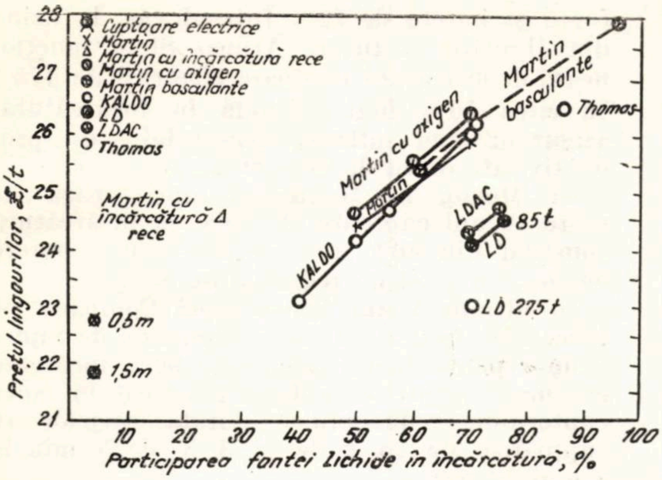


Fig. 2. Prețul de cost al lingourilor de oțel (£/t) produse prin diferite procedee.

cu oxigen; 20,5% cuptoare Martin; 20,5% cuptoare electrice, iar după 1982 astfel: 67,0% convertizoare cu oxigen; 33,0% cuptoare electrice.

Se presupune de asemenea că după 1985 ponderea cuptoarelor electrice va crește în continuare în producția mondială de oțel, diminuîndu-se în mod corespunzător ponderea convertizoarelor cu oxigen sau a altor procedee similare ce s-ar putea introduce în practica industrială (de exemplu procedeul de afinare continuă sau procedeul de elaborare prin pulverizarea fontei cu ajutorul oxigenului).

În favoarea extinderii elaborării oțelului în cuptoare electrice pledează—în primul rînd — reducerea prețului la energia electrică iar —în al doilea rînd—necesitatea utilizării raționale a fierului vechi existent, precum și necesitatea perfecționării continue a procedeelor de elaborare a oțelului. Într-adevăr, calculele unor cercetători [4] dovedesc că este necesar să se reconsidere părerea foarte răspîndită în prezent, că adaosul de fier vechi în convertizor este o metodă rațională de utilizare a acestei materii prime importante.

Astfel, dacă la 100 t fontă este necesar să se consume — pentru răcirea băii metalice — circa 38 t fier vechi în convertizoarele cu oxigen, rezultînd 122 t oțel, în cazul cînd s-ar face răcirea băii metalice cu minereu de fier, la 100 t fontă s-ar consuma 11,1 t minereu, rezultînd 92,2 t oțel; în acest caz din cele 38 t fier vechi se pot elabora în cuptoare electrice circa 36,2 t oțel. Rezultă că în al doilea caz se vor produce în total 92,2 + 36,2 = 128,4 t oțel, adică cu circa 5% mai mult decît în primul caz, folosind în încărcătură aceeași cantitate de fontă lichidă și fier vechi. Plusul de oțel rezultă din minereul de fier folosit pentru răcire, minereu ce se reduce în convertizor cu ajutorul elementelor însoțitoare din baia metalică (siliciu, mangan, carbon și fosfor). De subliniat este faptul că reducerea acestui minereu are loc fără consum de cocs.

Pe această bază este posibil ca în viitor să se accentueze tendința de a schimba actuala tehnologie de elaborare a oțelului în convertizoare, renunțîndu-se treptat la folosirea fierului vechi pentru răcirea băii metalice, pentru a trece din ce în ce mai mult la topirea acestui fier vechi în cuptoare electrice.

Această nouă tendință este favorizată de dimensiunile relativ mari ale șutajelor obținute la bluming și slebing, care fac ca topirea lor în convertizoare să împiedice în viitor creșterea productivității oțelăriilor cu oxigen. Noua tendință își va croi însă drum numai în măsura în care creșterea productivității convertizoarelor și micșorarea consumului de cocs rezultate vor asigura reducerea prețului de cost al oțelului obținut în convertizor, fără fier vechi de răcire, la nivelul prețului de cost actual, diferența calculată în condițiile actuale fiind de ordinul a 1,80 dolari pe tonă (pe seama diferenței de costuri dintre fontă și fier vechi).

Analiza tendințelor actuale și viitoare în domeniul elaborării oțelului, prin diferite procedee, permite să se tragă concluzia că micșorarea ponderii cuptoarelor Martin în producția de oțel și reducerea cantității de fier vechi în încărcătura convertizoarelor cu oxigen vor asigura un disponibil tot mai mare de fier vechi pentru cuptoarele electrice, creînd astfel condiții favorabile pentru extinderea acestora.

Deoarece asigurarea fierului vechi este esențială pentru producerea oțelului în cuptoarele electrice, este necesar să se analizeze și tendința de viitor în ceea ce privește formarea disponibilului de fier vechi și participarea acestuia în încărcătura folosită la elaborarea oțelului, indiferent de procedeele de elaborare. Studiul datelor statistice arată că în decursul a 100 ani, în mai multe țări industriale, participarea fierului vechi în încărcătura metalică, folosită la elaborarea oțelului, s-a păstrat în limite înguste, cuprinse între 46 și 48% chiar și după introducerea diferitelor măsuri de reducere a cantității de rebuturi și deșeuri, inclusiv turnarea continuă a oțelului elaborat. Deoarece această metodă modernă reduce substanțial cantitatea de șutaje și este în curs de extindere într-un număr tot mai mare de oțelării, merită să se calculeze influența ei asupra încărcăturii metalice folosite la elaborarea oțelului. Pentru aceasta în tabela 2 se analizează necesarul de fontă și fier vechi pentru producerea a 100 t oțel finit în cazul turnării clasice în lingouri, precum și în cazul turnării continue a oțelului. Se pornește de la constatarea că în cazul turnării continue cantitatea necesară de oțel lingou scade cu 15%, cu cît scade și cantitatea de deșeuri

Tabela 2

Denumirea	Turnarea în lingotiere	Turnarea continuă	Diferența
Oțel finit, t	100	100	—
Deșeuri proprii, t	34	19	15
Pierderi nerecuperabile, t	22	14	8
Total încărcătură metalică, t	156	133	23
Deșeuri din exterior, t	37	37	—
Total fier vechi, t	71	56	15
Fontă lichidă, t	85	77	8
Ponderea fierului vechi în încărcătura metalică, %	45,5	42,1	3,4

proprii. Dacă se ține seamă de reducerea cu 8% a pierderilor nerecuperabile, ca urmare a manipulării unor cantități mai mici de deșeuri proprii, în cazul turnării continue este necesară o încărcătură metalică totală cu 23% mai mică. Menținînd aceeași cantitate de deșeuri de fier vechi din exterior, de 37%, se pot calcula cantitățile de fier vechi și fontă necesare în încărcătură, precum și ponderea fierului vechi (tabela 2).

Din tabela 2 rezultă că generalizarea turnării continue a oțelului poate reduce participarea fierului vechi în încărcătura metalică a tuturor procedeelor de elaborare a oțelului, numai într-o măsură relativ mică (3—4%), păstrîndu-se o valoare mai mare de 42%. Turnarea sub presiune, extruziunea și alte metode tehnologice, care îmbunătățesc utilizarea oțelului, reducînd deșeurile de fabricație, au consecințe similare asupra componenței încărcăturii metalice și nu pot schimba decît în mică măsură ponderea fierului vechi în totalul încărcăturii metalice, aceasta rămînînd peste 40%.

În ipoteza generalizării răcirii băii metalice în convertizoare cu oxigen, cu ajutorul minereului de fier în locul fierului vechi și cu condiția excluderii altor procedee de elaborare a oțelului, ponderea maximă pe care pot să o atingă în viitor cuptoarele electrice în producția totală de oțel este limitată de disponibilul de fier vechi, adică la 40%, corespunzătoare participării viitoare a fierului vechi în încărcătura metalică totală. Aceasta presupune că, în viitor cuptorul electric va monopoliza practic în întregime topirea fierului vechi. Pentru aceasta cuptorul electric este într-adevăr agregatul cel mai potrivit, putînd prelucra încărcături care constau exclusiv numai din fier vechi. În cuptoarele electrice se pot prelucra pe lîngă fierul vechi și cantități însemnate de fontă și burete de fier. Într-adevăr, la uzina din Hauston a firmei Armco Steel funcționează de cîțiva ani cuptoare electrice de 175 t cu circa 50% fontă lichidă în încărcătură, asigurînd — cu suflarea oxigenului — o productivitate orară de 80—90 t.

În Mexic, la Monterrei, funcționează de peste 12 ani cuptoare electrice cu încărcătură constînd din 40% fier vechi și 60% burete de fier, cu grad de reducere de 85%.

În ultimii 5 ani firma Steel Company of Canada a efectuat cu succes campanii de topire a unor pelete metalizate peste 90% încărcate continuu printr-un orificiu practicat în bolta cuptorului, reducîndu-se durata șarjelor în cuptoarele de 25 t de la 3 h și 25 min la 2 h și 33 min.

Rezultă concluzia că dacă în viitor producția de burete de fier sau pelete se va dovedi mai eficientă din punct de vedere economic decît producția de fontă, cuptoarele electrice vor dispune de noi surse de materie primă și ponderea lor în producția de oțel va crește peste valoarea corespunzătoare participării fierului vechi în încărcătura metalică totală. Cu aceasta se va începe — într-un viitor mai îndepărtat — micșorarea ponderii convertizorului cu oxigen sau a altor procedee care folosesc multă fontă în încărcătură, micșorare ce se va realiza în urma creșterii în continuare a ponderii cuptoarelor electrice în producția de oțel.

Perioada 1962 — 1964 a prezentat pentru dezvoltarea elaborării oțelului în cuptoarele electrice aproape aceeași însemnătate pe care a avut-o perioada 1952—1954 pentru dezvoltarea elaborării oțelului în convertizoarele cu oxigen. Într-adevăr în această perioadă s-au făcut primele încercări industriale ale așanumitor cuptoare electrice de putere foarte mare în uzinele firmei americane Nordwestern Steel and Wire Company, care a înlocuit la un cuptor de 150 t transformatorul de 30 000 kVA cu unul de 85 000 kVA, obținînd pentru prima dată productivități orare de 70 t.

Ulterior, firma a montat cuptoare electrice de 250 — 300 t, înzestrate cu transformatoare de 145 000 kVA, care asigură producții orare de pînă la 125 t.

În perioada care a urmat s-au dat în exploatare numeroase cuptoare de putere foarte mare, destinate elaborării oțelului carbon obișnuit, calmat sau necalmat, precum și unor oțeluri aliate, inclusiv inoxidabile. Aceste cuptoare au capacități în limite foarte largi, pornind chiar de la cuptoare mici. Ca exemplu pot fi luate cele două cuptoare de 5 t din turnătoria firmei Wehr Steel Company, ale căror transformatoare au fost schimbate de cîteva ori pentru a se mări productivitatea secției în condițiile lipsei acute de spațiu și a unei greutăți medii mici a pieselor turnate. Folosind oxigen la topire și transformatoare foarte puternice, durata şarjelor de la evacuare la evacuare a fost redusă la numai 30 min.

Din ultimul exemplu rezultă clar concluzia că noţiunea de cuptor de putere foarte mare nu implică în mod obligatoriu o greutate mare a şarjei, ci doar un raport favorabil între puterea transformatorului şi greutatea şarjei, astfel încît să se asigure o topire foarte rapidă a încărcăturii metalice, cu durata de maximum 1 h 20 min.

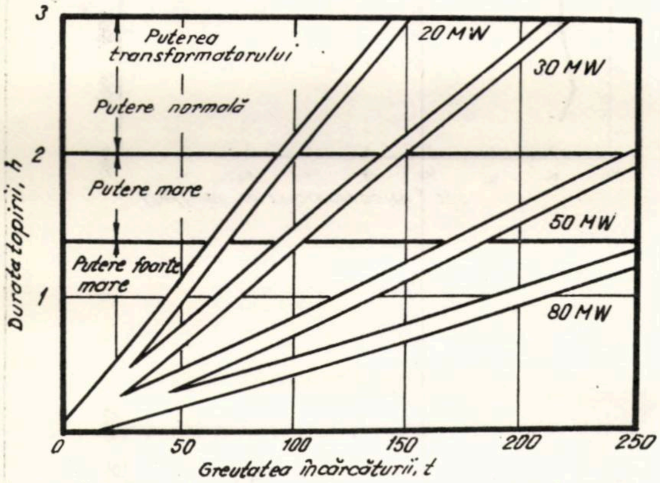


Fig. 3. Durata topirii încărcăturii metalice în funcţie de greutatea sa şi de puterea activă a transformatorului cuptorului electric.

Din figura 3 [5] rezultă că această condiţie limită poate fi realizată cu ajutorul unor transformatoare de 25 MVA la cuptoarele cu încărcătura de 50 t, cu ajutorul transformatoarelor de 40 MVA la încărcături de 100 t, cu transformatoare de 60 MVA la încărcături de 150 t etc.

Folosirea acestor transformatoare de putere foarte mare este raţională deoarece asigură o durată redusă a perioadei de topire şi — ca urmare — a întregii şarje, realizînd astfel productivităţi orare mari, precum şi reducerea pierderilor de energie (termică şi electrică) a căror valoare este proporţională cu durata elaborării.

Reducerea pierderilor de energie permite să se realizeze consumuri specifice minime de energie electrică pe tona de oţel. În acest sens trebuie interpretată afirmaţia doctorului Northrup, inventatorul cuptorului cu inducţie de înaltă frecvenţă, care spunea: „cuptoarele electrice ideale trebuie să funcţioneze ca siguranţele electrice supraîncărcate, topind întreaga încărcătură imediat după conectare". Se înţelege că în asemenea condiţii se vor realiza pierderile minime şi cele mai mici consumuri specifice de energie.

În cazul cuptoarelor de putere foarte mare intensitatea curentului de electrozi capătă valori de două — trei ori mai mari decît în mod obişnuit. Pentru buna lor funcţionare devine necesară folosirea unor electrozi de calitate superioară, caracterizaţi printr-o mai bună rezistenţă mecanică şi conductibilitate electrică.

Cercetările efectuate în ultimul deceniu asupra proprietăţilor grafitului au dus la concluzia că sînt reale posibilităţile de a îndeplini cele mai severe prescripţii de calitate în privinţa electrozilor pentru cuptoarele electrice. Într-adevăr, aceste cercetări au arătat că valoarea conductibilităţii electrice în lungul planurilor de bază ale reţelei cristaline a grafitului este de circa 8 000 ori mai mare decît în direcţia perpendiculară. Rezistenţa mecanică în această direcţie este de asemenea de 300 ori mai mare.

În electrozii actuali, orientarea cristalelor de grafit este arbitrară, iar porozitatea are valori ridicate, ceea ce duce la obţinerea unor proprietăţi mecanice şi electrice destul de mici. Prima concluzie care se aplică în prezent în producţie constă în micşorarea porozităţii electrozilor prin impregnare în gudron şi grafitare suplimentară. Se asigură astfel un important spor de calitate.

Se lucrează în prezent în direcţia obţinerii unor electrozi cu orientare preferenţială a cristalelor de grafit prin presare la temperaturi înalte. Se fac de asemenea cercetări pentru producerea unor electrozi din fibre de grafit, care au conductibilitatea electrică de 5—6 ori mai mare decît a electrozilor actuali.

Folosirea electrozilor de calitate superioară asigură importante economii de energie termică şi electrică, deci reducerea consumului specific de energie electrică. În acelaşi timp, electrozii superiori se rup cu mai multă greutate şi se consumă mai încet, ceea ce duce la micşorarea cheltuielilor cu electrozii, care reprezintă circa 15% din totalul cheltuielilor de prelucrare.

A treia cale importantă de intensificare a elaborării oţelului în cuptoarele electrice constă în pregătirea corespunzătoare a fierului vechi. În trecut prin pregătirea fierului vechi se căuta să se mărească greutatea lui volumetrică astfel încît întreaga încărcătură să poată fi introdusă deodată în cuptor, ceea ce evita întreruperea perioadei de topire pentru completarea încărcăturii şi răcirea materialelor încărcate mai înainte în cuptor.

În urma unor experimentări recente s-a ajuns la concluzia că se pot obţine rezultate mai bune prin mărunţirea fierului vechi uşor astfel, încît bucăţile obţinute să se poată încărca în mod continuu în baia aproape topită printr-un orificiu special practicat în bolta cuptorului.

Mărunţirea fierului vechi este o operaţie mai scumpă decît presarea unor pachete. Avantajul obţinut la cuptor este însă atît de mare, încît în viitor pachetele de fier vechi vor dispare din oţelăriile electrice.

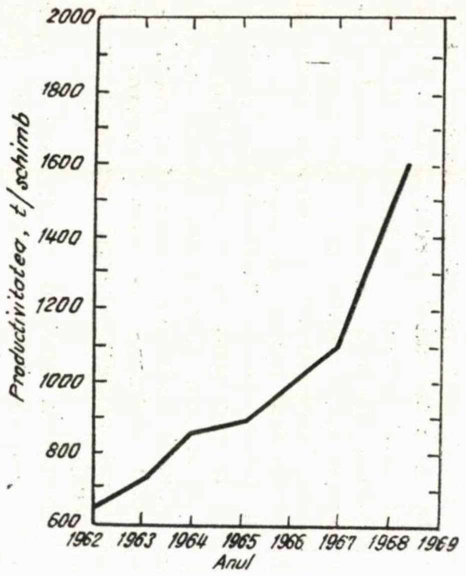


Fig. 4. Creşterea productivităţii oţelăriei electrice din Templeborough – Anglia în perioada 1962–1969.

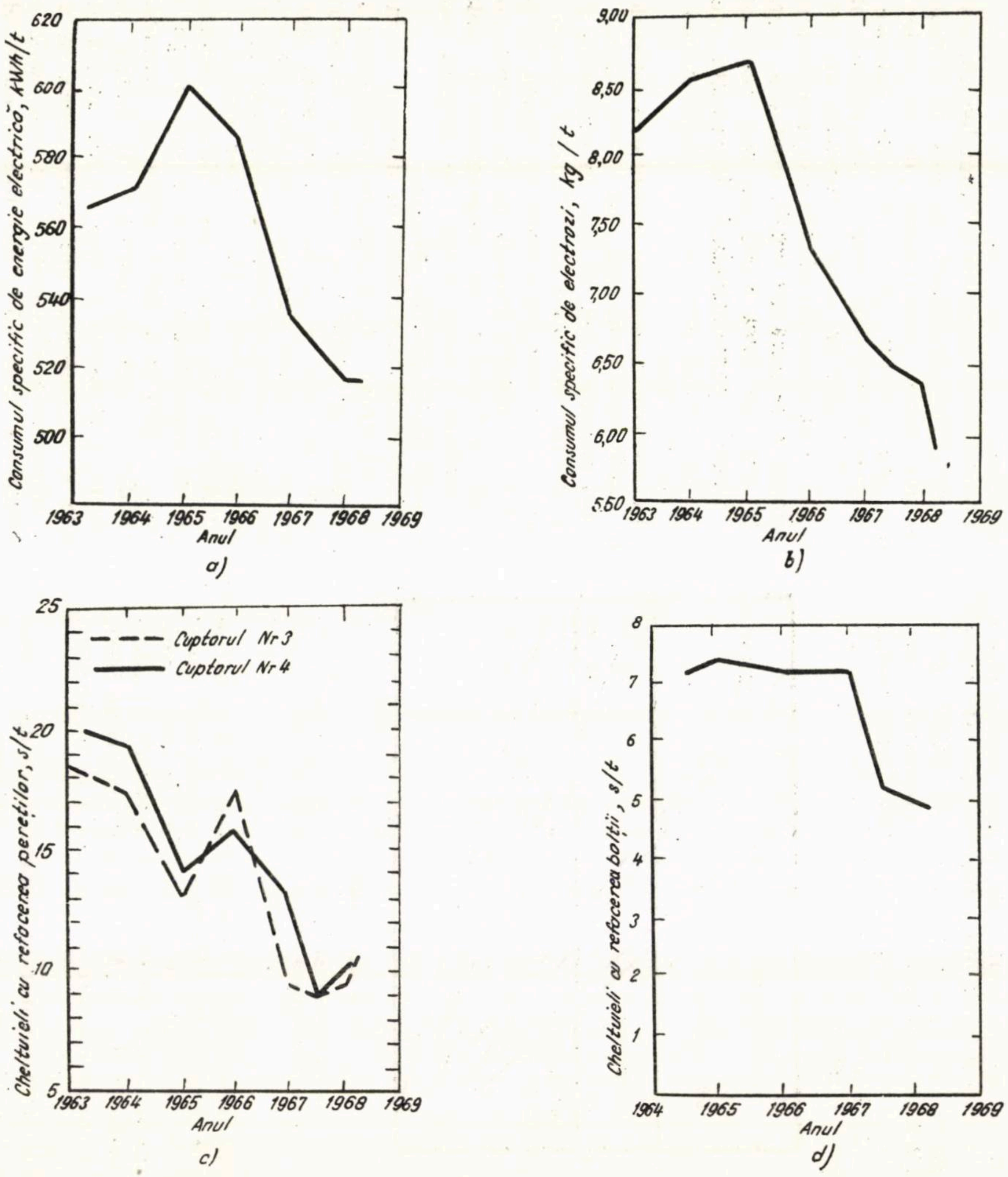


Fig. 5. Oţelăria din Templeborough – Anglia în perioada 1963–1968:

a – variaţia consumului specific de energie electrică; *b* – variaţia consumului specific de electrozi; *c* – variaţia cheltuielilor cu refacerea pereţilor cuptoarelor 3 şi 4; *d* – variaţia cheltuielilor cu refacerea bolţii.

Printre noile metode eficiente de preparare a fierului vechi se poate înscrie şi preîncălzirea sa în cuptor, dar mai ales în afara acestuia. Preîncălzirea fierului vechi se efectuează nemijlocit înaintea încărcării, în bene speciale de încărcare, cu ajutorul unor arzătoare de gaz metan cu oxigen sau al unor injectoare de păcură cu oxigen care asigură obţinerea unei flăcări scurte. Se obţine uşor preîncălzirea de 700—800°C, ceea ce reduce cu circa 40% necesarul de energie electrică şi durata perioadei de topire.

Folosirea oxigenului în timpul topirii încărcăturii pentru tăierea bolţilor care se formează astfel, încît să se asigure coborîrea rapidă a bucăţilor netopite de fier vechi şi dizolvarea lor în baia metalică, precum şi folosirea oxigenului în perioada oxidantă pentru intensificarea fierberii băii metalice, reprezintă căi importante pentru mărirea productivităţii cuptoarelor, reducerea preţului de cost şi îmbunătăţirea calităţii oţelului.

În ultimii ani este tot mai mare numărul oţelăriilor electrice de mare capacitate care folosesc calculatoare electronice pentru optimizarea proceselor tehnologice, a fluxurilor, a aprovizionării cu materiale, urmărirea disciplinei contractuale, studiul statistic al calităţii oţelului pe diferite mărci, optimizarea consumului de energie electrică, optimizarea reparaţiilor căptuşelii refractare etc.

Un exemplu concludent în ceea ce priveşte intensificarea elaborării oţelului în cuptoare electrice îl constituie oţelăria din Templeborough a firmei United Steel Comp. Ltd. din Anglia la care s-au introdus în perioada 1964—1966 noutăţile tehnice prezentate în acest material. Ca urmare, producţia pe schimb a oţelăriei [2] a crescut de la 650 t în 1962 la 1 600 în 1968 (fig. 4), în final oţelăria dispunînd de şase cuptoare de 180 t capacitate şi lucrînd 18 schimburi pe săptămînă.

Consumul specific de energie electrică a crescut în perioada modernizării oţelăriei de la 565 la 600 kWh/t (în 1955), dar a scăzut apoi la 515 kWh/t (în 1968, fig. 5, *a*).

Consumul specific de electrozi a crescut de la 8,2 la 8,7 kg/t (în 1965), iar apoi a scăzut pînă la 5,9 kg/t (în 1968, fig. 5, *b*).

Cheltuielile cu refacerea pereţilor cuptorului nr. 4 au scăzut de la 20 s/t (în 1963) la 10 s/t (în 1968, fig. 5, *c*), iar cheltuielile cu refacerea bolţii au scăzut de la 7,3 la 4,9 s/t (în perioada 1965—1968, fig. 5, *d*).

Numărul total de salariaţi (inclusiv şamotorii) s-a redus de la 1 720 (în 1960) la 600 salariaţi (în 1968), iar numărul de salariaţi fără şamotori s-a redus de la 1 250 la 400 (fig. 6).

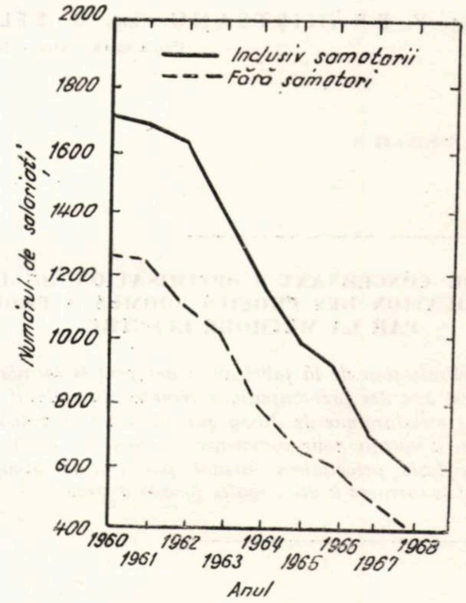


Fig. 6. Dinamica numărului total de salariaţi şi al salariaţilor fără şamotori în oţelăria electrică din Templeborough — Anglia, în perioada 1960—1968.

Specialiştii firmei United Steel Comp. Ltd. consideră că în următorii ani vor obţine valori şi mai bune a tuturor acestor indicatori tehnico-economici. Exemplul lor este demn de urmat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Layton L. *Economics and management.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 207, iunie, 1969, partea a 6-a, p. 713.

[2] Marshall D. F. *Steelmaking.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 207, iunie, 1969, partea a 6-a, p. 772.

[3] Stone J. K. *LD — Steelmaking at Mid.* Journal of Metals, nr. 7, vol. 19, 1967, p. 10.

[4] * * * U.S. Departament of Comerce, Business and Defense Services Administration. Iron and Steel Scrap: Consuption Problems — U.S. Government Printing Office, Washington D.D. 20402.

[5] Schwabe W. E. *Hornos de arco con potenciaultra elevada.* Seconda Ansamblea CENIM, Madrid, 1969.

Studiu privind optimizarea fabricației profilelor formate la rece prin metoda Electre

Ing. V. BRĂNIȘTEANU, ing. O. BELZO, ing. A. E. TEODORIU și dr. C. ACKER
Uzina metalurgică — Iași Institutul politehnic — Iași

CZ 621.77.016.3; 669.15–42

ÉTUDE CONCERNANT L'OPTIMISATION DE LA FABRICATION DES PROFILS FORMÉS À FROID PAR LA MÉTHODE ELECTRE

L'optimisation de la fabrication des profils formés à froid est une des préoccupations récentes du collectif de l'Usine métallurgique de Jassy qui, utilisant la méthode Electre, a obtenu pour commencer la mise en évidence des produits prioritaires faisant partie d'un groupe de profils corniers à ailes égales formés à froid.

STUDIES REGARDING MANUFACTURING OPTIMIZATION OF COLD ROLLED SHAPES BY THE ELECTRE-METHOD

Optimization of shape cold-rolling is one of the recent questions with which Metallurgical Plant — Iași is concerned. By utilizing the Electre-method it was possible to distinguish priority products among a series of cold-rolled equal-angle shapes.

Mijloacele moderne și expeditive de studiu ale căilor de realizare a unor beneficii maxime în toate sectoarele productive din țara noastră sînt de actualitate fiind în centrul atenției și în viitor. Un factor de care se va ține seamă în primul rînd într-un asemenea studiu este realizarea planului de producție atît fizic, cît și valoric, în condițiile unei utilizări optime a utilajelor și cu satisfacerea deziderатelor economiei naționale.

Varietatea bogată de sortimente asimilate în ultimii ani la Uzina metalurgică—Iași a prilejuit necesitatea unei selecționări a produselor în condițiile unui program de fabricație optim. În această direcție, în cele ce urmează se vor contura sortimentele optime de profile formate la rece. Din 41 de tipodimensiuni de profile cornier cu aripi egale, care au utilizare generală, vor fi desemnate cele optime din punct de vedere al rentabilității fabricației.

Modelul care este prezentat poate fi folosit și la alte grupe de produse.

Dintre profilele alese s-au constituit 10 variante, în funcție de dimensiunile aripilor cornierelor (fig. 1).

Cele 10 variante de profil cornier, cu datele din STAS 7836-67 și valorile medii ale criteriilor comparative calculate pe fiecare variantă, sînt indicate în tabela 1.

Din totalul criteriilor posibile s-au ales patru deoarece în cadrul grupei de produse alese, influența acestora s-a considerat mai pregnantă.

Criteriile sînt indicate în tabela 2, împreună cu ponderea acordată fiecăruia, în funcție de importanță.

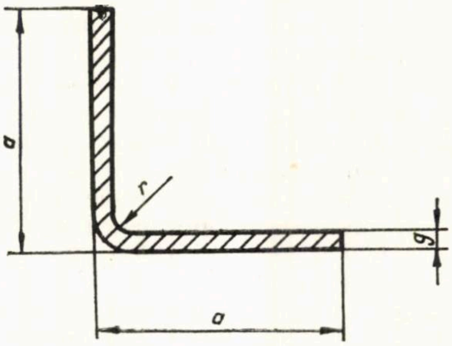


Fig. 1. Profil cornier cu aripi egale STAS 7836–67.

Aprecierile aferente fiecărei variante pe fiecare criteriu s-au făcut prin note comparative cuprinse în tabela 3 (tabela datelor inițiale [1]).

Tot în tabela 3 sînt cuprinse și notele ponderate ce vor fi utile la etapa a II-a a metodei Electre (Elimination et Choix Traduisant la Réalité).

Etapa I a acestei metode prevede întocmirea cîte unui graf corespunzător fiecărui criteriu, ur-

Tabela 1

Varianta	Date extrase din STAS 7836–67			Valorile medii calculate pe fiecare variantă			
	Dimensiuni, mm		Masa, kg/m	Masa, kg/m	Consumul de metal, kg/t	Viteza de profilare, m/min	Prețul de vînzare, lei/t
	a	g					
1	20	1 1,5 2	0,30 0,44 0,57	0,43	1 104	50	5 666
2	25	1,5 2 2,5 3	0,56 0,73 0,90 1,06	0,81	1 119	50	4 412
3	32	1,5 2 2,5 3	0,72 0,95 1,17 1,39	1,05	1 098	55	4 237
4	36	2 2,5 3	1,07 1,33 1,58	1,32	1 095	53	3 700
5	40	2 2,5 3 4	1,20 1,48 1,77 2,28	1,68	1 097	55	3 575
6	45	2 2,5 3 4 5	1,36 1,68 2,00 2,59 3,15	2,15	1 096	51	3 460
7	50	2 2,5 3 4 5	1,52 1,88 2,24 2,90 3,59	2,42	1 090	53	3 400
8	56	2 2,5 3 4 5	1,69 2,11 2,52 3,23 4,06	2,72	1 087	52	3 400
9	63	2,5 3 4 5	2,37 2,85 3,72 4,61	3,38	1 085	50	3 312
10	80	2,5 3 4 5	3,04 3,65 4,79 5,94	4,35	1 079	43	3 275

Tabela 2

Criteriul	Ponderea
Masa, kg/m	X
Consumul de metal, kg/t	VII
Viteza de profilare, m/min	IX
Prețul de vînzare, lei/t	VIII

Tabela 3

Varianta	Masa, kg/m		Consumul, kg/t		Viteza, m/min		Prețul, lei/t	
	Nota acordată	Nota ponderată	Nota acordată	Nota ponderată	Nota acordată	Nota ponderată	Nota acordată	Nota ponderată
1	1	10	2	14	2	18	9	72
2	2	20	1	7	2	18	8	64
3	3	30	3	21	6	54	7	56
4	4	40	6	42	5	45	6	48
5	5	50	4	28	6	54	5	40
6	6	60	5	35	3	27	4	32
7	7	70	7	49	5	45	3	24
8	8	80	8	56	4	36	3	24
9	9	90	9	63	2	18	2	16
10	10	100	10	70	1	9	1	8

mată de schițarea grafului nucleu [1]. În cazul de față se poate trece direct la întocmirea grafului nucleu deoarece se observă, din tabela 3, că nu se pot trasa arce cu același sens între două vîrfuri (variante) ale grafelor întocmite pe fiecare criteriu, oricare ar fi perechile de vîrfuri.

În concluzie urmează direct etapa a II-a, în cadrul căreia se întocmește tabela 4 care cuprinde indicii de concordanță:

$$C_{ij} = \frac{\text{Suma ponderilor favorabile variantei } V_i}{\text{Suma ponderilor tuturor celor patru criterii}}$$

De asemenea, se întocmește tabela 5 care cuprinde indicii de discordanță:

$$d_{ij} = \frac{m_{ij}}{M},$$

unde:

m_{ij} reprezintă cea mai mare diferență negativă, în valoare absolută, a notelor pentru o pereche de variante (V_i; V_j) pe toate criteriile;

M — maximul cantităților m_{ij} [1].

În continuarea acestei etape se începe căutarea variantelor prioritare, stabilind succesiv valorile descrescătoare ale pragului de concordanță p și valorile crescătoare ale pragului de discordanță q cu condiția:

$$C_{ij} \geqslant p; \quad d_{ij} \leqslant q$$

Se constată că pentru perechea de valori $p = 1$; $q = 0$ nu se poate semnala prioritatea nici unei variante.

Continuînd scăderea valorilor lui p și creșterea valorilor lui q, s-a întocmit tabela 6 de

Tabela 4

V_j V_i	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_7	V_8	V_9	V_{10}
V_1	C_{1j} C_{i1}	$\frac{24}{34}=0{,}70$	$\frac{8}{34}=0{,}23$	0,23	0,23	0,23	0,23	0,23	0,5	0,5
V_2	$\frac{19}{34}=0{,}55$	C_{2j} C_{i2}	0,23	0,23	0,23	0,23	0,23	0,23	0,5	0,5
V_3	$\frac{26}{34}=0{,}76$	0,76	C_{3j} C_{i3}	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
V_4	0,76	0,76	0,5	C_{4j} C_{i4}	0,44	0,70	0,5	0,5	0,5	0,5
V_5	0,76	0,76	0,76	0,55	C_{5j} C_{i5}	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
V_6	0,76	0,76	0,5	0,29	0,5	C_{6j} C_{i6}	0,23	0,23	0,5	0,5
V_7	0,76	0,76	0,5	0,76	0,5	0,76	C_{7j} C_{i7}	0,5	0,5	0,5
V_8	0,76	0,76	0,5	0,5	0,5	0,76	0,74	C_{8j} C_{i8}	0,5	0,5
V_9	0,76	0,76	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	C_{9j} C_{i9}	0,5
V_{10}	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	C_{10j} C_{i10}

Tabela 5

V_j V_i	V_1	V_2	V_3	V_4	V_5	V_6	V_7	V_8	V_9	V_{10}
V_1	d_{1j} d_{i1}	$\frac{10}{90}=0{,}11$	$\frac{36}{90}=0{,}4$	0,33	0,44	0,55	0,66	0,77	0,88	1
V_2	$\frac{7}{90}=0{,}07$	d_{2j} d_{i2}	0,4	0,38	0,4	0,44	0,55	0,66	0,77	0,88
V_3	$\frac{16}{90}=0{,}17$	0,08	d_{3j} d_{i3}	0,23	0,22	0,33	0,44	0,55	0,66	0,77
V_4	0,26	0,17	0,1	d_{4j} d_{i4}	0,11	0,22	0,33	0,44	0,55	0,66
V_5	0,35	0.26	0,17	0,15	d_{5j} d_{i5}	0,11	0,23	0,33	0,44	0,55
V_6	0,44	0,35	0,3	0,2	0,18	d_{6j} d_{i6}	0,2	0,23	0,33	0,44
V_7	0,53	0,44	0,35	0,26	0,17	0,08	d_{7j} d_{i7}	0,11	0,22	0,33
V_8	0,53	0,44	0,35	0,26	0,2	0,08	0,1	d_{8j} d_{i8}	0,11	0,22
V_9	0,62	0,53	0,44	0,35	0,4	0,17	0,3	0,2	d_{9j} d_{i9}	0,11
V_{10}	0,71	0,62	0,53	0,44	0,5	0,26	0,4	0,3	0,1	d_{10j} d_{i10}

valori ale perechilor p, q adoptate, conţinînd şi indicii de concordanţă C_{ij} şi de discordanţă d_{ij}, care desemnează succesiv priorităţile.

S-a început cu valorile $p = 0,55$ şi $q = 0,07$ pentru care se constată $C_{2,1} \geqslant p$; $d_{2,1} \leqslant q$ de unde rezultă că varianta 2 este prioritară faţă de varianta 1. S-a continuat apoi cu perechea de valori $p = 0,55$; $q = 0,08$ şi, în funcţie de C_{ij} şi d, se desprinde concluzia că varianta 3 este prioritară faţă de varianta 2, varianta 7 este prioritară faţă de varianta 6 şi varianta 8 este prioritară faţă de varianta 6.

În continuare se poate urmări tabela 6, în care p nu coboară sub 0,5, iar q a fost menţinut sub această valoare.

Pe baza tabelei 6 s-a trasat graful din figura 2, de unde se desprind următoarele concluzii: se elimină variantele 1, 2, 3, 4 şi 6 care sînt inferioare cel puţin cîte uneia dintre variantele 5, 7, 8, 9, 10.

În cadrul grupei de variante prioritare, ordinea se întocmeşte după numărul de săgeţi primite precum şi după numărul de echivalenţe (perechi de săgeţi primite şi trimise).

Astfel rezultă ordonarea variantelor prioritare, indicată în tabela 7.

Din tabela 7 se observă că profilul cornier L 56 × 56 (varianta 8) este primul care se conturează ca fiind optim din grupa profilelor corniere cu aripi egale. Conturarea variantei 8

Tabela 6

Pragul de concordanţă p	Pragul de discordanţă, q	Elementele ce determină priorităţile	
		Indicii de concordanţă, $\geqslant p$	Indicii de discordanţă, $\leqslant q$
0,55	0,07	$C_{2,1}$	$d_{2,1}$
0,55	0,08	$C_{3,2}$ $C_{7,6}$ $C_{8,6}$	$d_{3,2}$ $d_{7,6}$ $d_{8,6}$
0,5	0,1	$C_{10,9}$ $C_{8,7}$ $C_{4,3}$	$d_{10,9}$ $d_{8,7}$ $d_{4,3}$
0,5	0,11	$C_{9,10}$ $C_{8,9}$ $C_{7,8}$ $C_{5,6}$ $C_{1,2}$	$d_{9,10}$ $d_{8,9}$ $d_{7,8}$ $d_{5,6}$ $d_{1,2}$
0,5	0,15	$C_{5,4}$	$d_{5,4}$
0,5	0,17	$C_{9,6}$ $C_{7,5}$ $C_{5,3}$ $C_{4,2}$ $C_{3,1}$	$d_{9,6}$ $d_{7,5}$ $d_{5,3}$ $d_{4,2}$ $d_{3,1}$
0,5	0,18	$C_{6,5}$	$d_{6,5}$
0,5	0,2	$C_{9,8}$ $C_{8,5}$	$d_{9,8}$ $d_{8,5}$
0,5	0,22	$C_{8,10}$ $C_{7,9}$ $C_{4,6}$ $C_{3,5}$	$d_{8,10}$ $d_{7,9}$ $d_{4,6}$ $d_{3,5}$
0,5	0,23	$C_{5,7}$ $C_{3,4}$	$d_{5,7}$ $d_{3,4}$
0,5	0,26	$C_{10,6}$ $C_{8,4}$	$d_{10,6}$ $d_{8,4}$
0,5	0,26	$C_{7,4}$ $C_{5,2}$ $C_{4,1}$	$d_{7,4}$ $d_{5,2}$ $d_{4,1}$
0,5	0,3	$C_{10,8}$ $C_{9,7}$ $C_{6,3}$	$d_{10,8}$ $d_{9,7}$ $d_{6,3}$
0,5	0,33	$C_{7,10}$ $C_{6,9}$ $C_{5,8}$ $C_{4,7}$ $C_{3,6}$	$d_{7,10}$ $d_{6,9}$ $d_{5,8}$ $d_{4,7}$ $d_{3,6}$
0,5	0,35	$C_{9,4}$ $C_{8,3}$ $C_{7,3}$ $C_{6,2}$ $C_{5,1}$	$d_{9,4}$ $d_{8,3}$ $d_{7,3}$ $d_{6,2}$ $d_{5,1}$
0,5	0,38	—	—
0,5	0,4	$C_{10,7}$ $C_{9,5}$	$d_{10,7}$ $d_{9,5}$
0,5	0,44	$C_{10,4}$ $C_{9,3}$ $C_{8,2}$ $C_{7,2}$ $C_{6,10}$ $C_{6,1}$ $C_{5,9}$ $C_{4,8}$ $C_{3,7}$	$d_{10,4}$ $d_{9,3}$ $d_{8,2}$ $d_{7,2}$ $d_{6,10}$ $d_{6,1}$ $d_{5,9}$ $d_{4,8}$ $d_{3,7}$

se observă pentru valori ale pragului p mai apropiate de 1 şi, respectiv, ale pragului q mai apropiate de zero, ceea ce conferă mai multă rigoare acestei aprecieri.

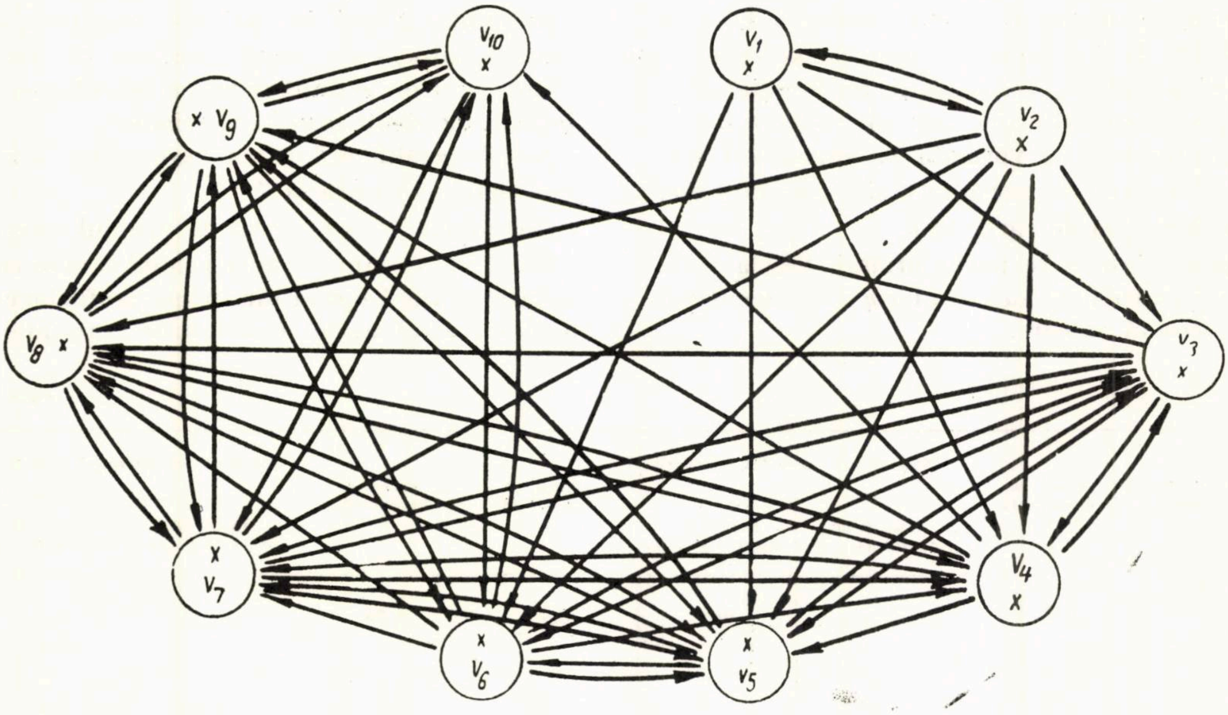


Fig. 2. Graful nucleu.

Ordinea din tabela 7 va trebui să fie un îndrumar în întocmirea viitoarelor programe de fabricaţie.

Tabela 7

Ordinea variantelor prioritare	Numărul de variante prioritare	Numărul săgeţilor	
		primite	echivalente
I	8	3	5
	5	3	5
II	7	2	6
III	9	2	5
IV	10	1	4

Din rezultatele studiului reiese că la întocmirea programului de fabricaţie este indicat să se opteze, în primul rînd, pentru produsele prioritare pe grupe, aşa după cum a rezultat în cazul grupei profilelor corniere cu aripi egale.

Operativitatea metodei permite aplicarea ei şi în alte domenii, evidenţiindu-se totodată prin tehnica simplă de calcul la îndemîna celor interesaţi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Aurian J. *Amplasarea optimă a întreprinderilor prin metode de selecţionare.* Studii şi cercetări de calcul economic şi cibernetică economică, nr. 4, 1969.

[2] Stancu-Minasian M. şi Boldur Gh. *Metoda Electre. Studii şi cercetări de calcul economic şi cibernetică economică*, nr. 2, 1969.

[3] * * * Uzina metalurgică — Iaşi. *Catalog de ţevi sudate longitudinal şi profile formate la rece*, 1969.

[4] * * * STAS 7836—67. *Profile din oţel formate la rece. Profil cornier cu aripi egale.*

Cercetări privind analiza metalografică nedistructivă

Partea I — Tehnica metalografiei cu replică

Ing. MARIA SOLACOLU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ 620.18

RECHERCHES CONCERNANT L'ANALYSE METALLOGRAPHIQUE NON-DESTRUCTIVE

I-ère Partie. La technique de la métallographie à réplique

On présente une méthode d'analyse microstructurale non-destructive qui utilise les possibilités d'examen du microscope optique à l'aide de la réplique prise sur la surface métallique qui intéresse.

Après avoir décrit les opérations effectuées en vue de préparer la surface, on montre le mode d'obtention de la réplique en divers matériaux (vernis à base de cellulose, résine métacrilique et étain) et on analyse comparativement les résultats des examens.

INVESTIGATIONS REGARDING NON-DESTRUCTIVE METALLOGRAPHIC ANALYSE

Part I — Technics of replica metallography

The paper presents a non-destructive method for microstructure analyse, using optical microscope possibilities, by means of the replica taken from the metallic surface under investigation.

After a description of operations for surface preparation, ways of replica obtention out of different materials (cellulose lacquer, meta-acrylic resin and tin) are shown and results of examinations are analysed comparatively.

În vederea analizei metalografice nedistructive a pieselor, folosind totodată posibilităţile de examinare ale microscopului optic, la Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini (I. C. T. C. M.) s-au efectuat cercetări prin metoda metalografiei cu replică.

Această nouă tehnică, pusă la punct în ultima decadă, realizează examinarea nedistructivă a pieselor prin replica luată pe suprafaţa ce interesează, piesele—din cauza dimensiunilor—neputînd fi plasate la microscop. Deşi metoda replicilor este cunoscută de mult timp de către specialiştii în microscopia electronică, folosirea ei pentru examinarea la microscopul optic este restrînsă deoarece diversele tipuri de replici cunoscute pînă de curînd erau considerate ca fiind greu de elaborat, iar operaţia de pregătire a suprafeţei la locul dorit necesită aparatură specială.

Ţinînd seamă de cele arătate, s-a căutat să se obţină replici cu bune caracteristici de reproducere pe o cale cît mai simplă şi uşor de însuşit. În acest sens, pe lîngă materialele indicate în literatură, s-au experimentat, cu bune rezultate, replici din răşină metacrilică (dentacryl), material folosit curent în laboratoarele metalografice. În ceea ce priveşte pregătirea suprafeţelor, s-au efectuat diverse încercări cu diferite materiale, în scopul de a simplifica această operaţie.

Pregătirea suprafeţelor metalice, în vederea examinării, trebuie realizată cu deosebită grijă. Aceasta poate fi executată în trei trepte: pregătirea grosolană, polizarea premergătoare lustruirii şi lustruirea locală finală.

Din suprafaţa piesei de examinat se alege o porţiune de circa 5 cm diametru, care urmează a fi pregătită. Cu ajutorul unui polizor portabil, înzestrat cu pietre abrazive de diferite granulaţii, sau cu ajutorul unor pile din ce în ce mai fine, se realizează o suprafaţă cît mai plană astfel încît să nu necesite ulterior o pregătire considerabilă.

În funcţie de structura urmărită, se stabileşte cantitatea de metal ce trebuie îndepărtată. Dacă interesează structura de la suprafaţa piesei turnate trebuie îndepărtată o cantitate minimă de material. Dacă, dimpotrivă, este necesar a se cunoaşte adîncimea unui strat decarburat la o piesă mare turnată, examinarea se efectuează în mai multe stadii. Astfel, după îndepărtarea unei mici cantităţi de metal se cercetează microstructura, iar apoi — dacă este necesar — se îndepărtează mai mult metal pînă ce se atinge structura urmărită.

Polizarea premergătoare lustruirii este faza cea mai importantă întrucît printr-o şlefuire incorectă suprafaţa de examinat poate prezenta zgîrieturi adînci sau smulgeri (cazul grafitului), ceea ce poate duce la rezultate eronate. Se întrebuinţează hîrtie metalografică, cu granulaţie descrescătoare, seria convenabilă fiind 280, 400 și 600. Ca și la pregătirea grosolană, șlefuirea trebuie să fie executată în unghiuri drepte față de zgîrieturile anterioare.

Pentru a se evita neajunsurile șlefuirii manuale, se poate folosi un mic polizor electric de mînă, echipat cu un cap abraziv, constituit dintr-o stivuire de hîrtii metalografice presate unele în altele [1]. Experiența a arătat că rezultatele sînt de calitate comparabilă cu cea obținută prin procedeul manual clasic, operația fiind mult ușurată și durata scurtată.

Suprafața polizată urmează apoi a fi lustruită local. Pentru aceasta, în Franța, în 1956, s-a pus la punct procedeul lustruirii electrolitice cu tampon [2]. Ulterior, în mai multe țări, lustruirea finală a început a se executa cu pastă de diamant de diferite granulații [3].

Principiul lustruirii electrolitice locale se bazează pe întrebuințarea unui catod mobil astfel executat încît să realizeze o anumită izolare electrică în raport cu suprafața anodică (piesa) pe care este așezat, reținînd totodată o cantitate suficientă de electrolit. Partea originală a procedeului de lustruire electrolitică o constituie tamponul care are o suprafață de contact cu piesa cuprinsă între 0,3 și 1 cm^2.

Principalul avantaj al tehnicii lustruirii electrolitice locale este faptul că, operatorul, avînd continuu sub ochii săi suprafața de pregătit, poate urmări progresele lustruirii. Pe lîngă aceasta, datorită densității slabe de curent, care determină o viteză de dizolvare lentă, se poate realiza lustruirea tablelor foarte subțiri (ex. 0,01 mm) și studiul straturilor foarte superficiale (pornind de la 2μ).

Lustruirea electrolitică nu poate fi efectuată la pregătirea tuturor materialelor metalice în vederea examinării. Astfel, fontele — din cauza prezenței grafitului — și oțelurile cu separări de carburi nu se pretează la lustruirea electrolitică.

Lustruirea cu pastă de diamant se poate folosi cu bune rezultate la pregătirea fontelor și a tuturor oțelurilor, fără a mai necesita aparatură specială, singura dificultate constînd în prețul ridicat al acesteia.

La I. C. T. C. M. s-au efectuat probe cu ambele procedee de lustruire. În figura 1 se vede microstructura unei piese cementate pregătită prin lustruire electrolitică, iar în figura 2, structura de normalizare a unui bloc matriță din oțel MoCN15, pregătit prin lustruire cu pastă de diamant. Se menționează că pregătirea este tot atît de bună ca și cea realizată manual, prin procedeul clasic. Ambele micrografii s-au obținut folosind replica din staniu.

Fig. 1. Perlită fină și urme de rețea de cementită (400 : 1).

Pe suprafața metalică lustruită se pune în evidență microstructura prin atac cu reactivi potriviți materialului din care este executată piesa, după care urmează spălarea cu alcool sau acetonă.

În scopul cunoașterii microstructurii, se procedează la luarea replicii de pe suprafața atacată. Pentru aceasta s-au încercat diverse materiale și anume : lac celulozic, mase plastice, staniu și nichel. La alegerea materialelor s-a ținut seamă de următoarele puncte : materia primă să fie puțin costisitoare și ușor de aplicat ; după uscare — de durată rezonabilă — să se obțină o peliculă rezistentă care să reproducă fidel — sub formă de amprentă negativă — detaliile structurii ; replica obținută să poată fi conservată un timp apreciabil.

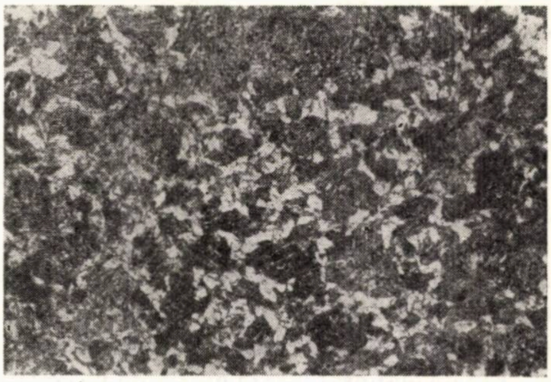


Fig. 2. Ferită și perlită fină (100 : 1).

Pentru aplicarea metodei metalografiei cu replică, la examinarea nedistructivă pentru care este destinată, s-a considerat absolut necesar să se verifice rezultatele pornind de la probe mici, plane, susceptibile a fi plasate la microscop. În felul acesta s-a putut compara microstructura suprafeței originale cu replica respectivă, remarcîndu-se astfel caracteristicile acesteia. În încercările efectuate s-a lucrat cu probe din diferite calități de oțeluri, în diverse stări de tratament termic, precum și cu probe din fontă.

La prima serie de experiențe s-a folosit un lac celulozic obținut dintr-o soluție de 1% nitroceluloză în acetat de amil, cu care se lucrează astfel: pe suprafața pregătită se depune o picătură de soluție, după uscare (40—50 min) pelicula formată (grosime pînă la 0,08 mm) se desprinde cu grijă și se întinde atent pe o plăcuță din sticlă. Obținerea replicii necesită timp îndelungat și pretinde operatorului deosebită îndemînare și răbdare.

Replicile din lac celulozic fiind transparente se pot examina prin transmisie sau prin reflexie. În primul caz se folosește microscopul de tip biologic sau microscopul metalografic echipat pentru transparență. Pentru o bună observare proba trebuie să aibă microstructura eterogenă, iar examinarea să se limiteze la grosismente mici și mijlocii (limita să nu depășească ×100—×150), altfel detaliile vor fi lipsite de contrast [4].

Posibilitatea de a examina replicile în lumină transparentă, adică cu o aparatură relativ simplă, pune această tehnică la îndemîna uzinelor și atelierelor care nu dispun de laborator metalografic specializat.

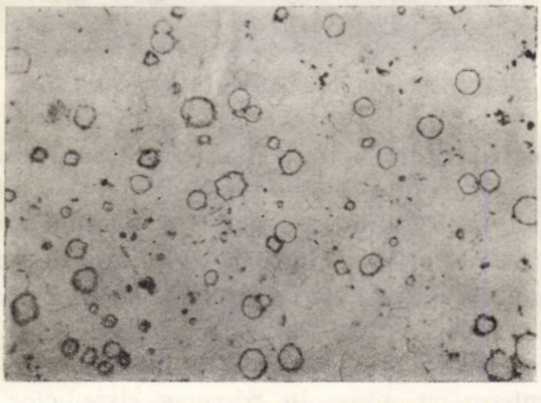


Fig. 3. Replică celulozică fără metalizare (100 : 1). Microstructura : nodule de grafit și grăunți de ferită.

Examinarea prin reflecție a replicilor din lac celulozic prezintă dificultăți din cauza proporției însemnate de lumină pierdută datorită transparenței. Pentru a remedia acest neajuns, la examinare se așază în spatele replicii o suprafață metalică argintată sau o oglindă care reflectă lumina transmisă. Se obțin astfel rezultate bune numai în cazul grosismentelor mici. Un mijloc foarte bun pentru a conferi o putere de reflecție, aproape echivalentă suprafeței originale, constă în metalizarea replicii cu un film de aluminiu, argint, crom sau alt metal, prin evaporare în vid [5]. Se realizează în acest fel o umbrire a constituenților în relief, îmbunătățind contrastul și — prin aceasta — imaginea observată la microscopul metalografic.

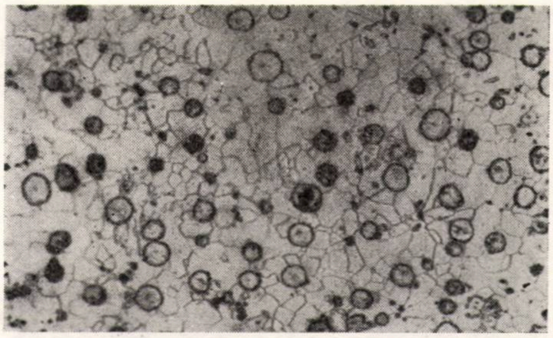


Fig. 4. Replică celulozică cu metalizare (100 : 1). Microstructura : nodule de grafit și grăunți de ferită.

În figura 3 se prezintă micrografia unei probe din fontă cu grafit nodular și structură feritică executată pe replică din lac nitrocelulozic, înainte de metalizare, iar în figura 4, după metalizare. Se remarcă ușor contrastul mult mai bun și limitele de grăunți bine conturate după metalizare.

Urmărind obținerea replicilor din materiale existente sau ușor de procurat, s-au experimentat [6] și replici din rășină metacrilică (dentacryl), folosită în metalografie pentru fixarea probelor mici. Această rășină este un produs ce

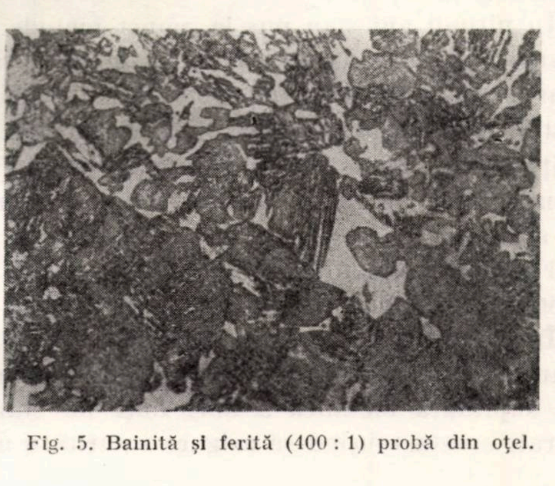


Fig. 5. Bainită și ferită (400 : 1) probă din oțel.

se întăreşte de la sine, alcătuit din substanţă solidă şi lichidă, care se amestecă în proporţie de 2 :1. Amestecul, de consistenţă siropoasă, se depune (2—3 picături) pe suprafaţa metalică pregătită pentru examinare, iar deasupra se presează uşor un suport din plexiglas de care răşina aderă perfect. Uscarea durează între 30 şi 40 min. După uscare, replica se desprinde uşor şi se examinează obişnuit la microscopul metalografic.

Replicile executate din dentacryl au o bună capacitate de redare a microstructurii, după cum se constată din figurile 5 şi 6, în care se prezintă microstructura aceleiaşi regiuni a unui oţel slab aliat, tratat termic.

Ca şi la replicile din lac celulozic contrastul este puţin mai slab, din care cauză structurile foarte fine şi lipsite de relief nu sînt perfect reproduse cu dentacryl. Ţinînd seamă însă că obţinerea este destul de comodă şi rapidă, fără a se pretinde operatorului experienţă şi deosebită îndemînare, replica din răşină metacrilică este indicată pentru analiza metalografică nedistructivă.

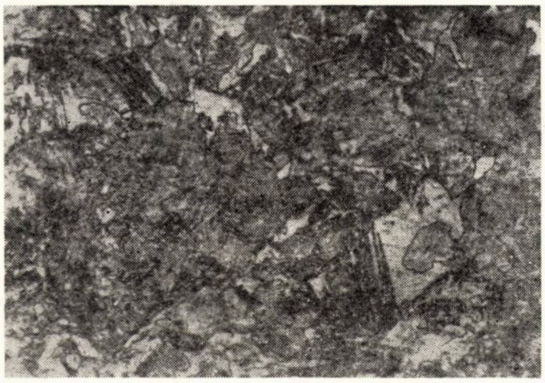


Fig. 6. Bainită şi ferită (400 : 1) replica din dentacryl.

În ultimii ani s-au pus la punct metode de luarea unei amprente metalice obţinute pe o cale mai simplă şi se examinează fără altă pregătire. Astfel nichelul depus electrolitic sub formă de foiţă subţire constituie o amprentă fidelă [7]. Pentru piese mari această metodă este însă greu de aplicat.

Foarte bune rezultate s-au obţinut cu replica metalică de staniu sau aliaj staniu-plumb [8].

În laboratorul metalografic al I. C. T. C. M. s-au executat numeroase încercări prin presarea pe suprafaţa metalică a unei foiţe de staniu curat, acesta reuşind să asigure o puritate mai bună decît aliajul staniu-plumb. S-a lucrat în felul următor : staniul purificat prin mai multe topiri a fost presat, obţinîndu-se o tablă cu grosimea de 1,5—2,0 mm, din care s-au tăiat pastile cu diametrul de circa 10 mm. Pentru obţinerea replicilor s-a aşezat pe suprafaţa probei pregătite pentru a fi examinată o pastilă din staniu (spălată în prealabil cu alcool) şi s-a presat cu o forţă de 7—10 kg/mm². S-a obţinut astfel o foiţă de staniu cu grosimea de circa 0,5 mm, care se desprinde foarte uşor şi care—pentru examinare — se montează pe o plăcuţă din sticlă cu ajutorul unui lac.

Replicile din staniu reproduc exact microstructura oţelurilor şi a fontelor, punînd în evidenţă chiar cele mai fine aspecte structurale. Spre deosebire de celelalte materiale, staniul conferă replicilor un contrast deosebit şi o putere de reflexie foarte apropiată de cea a suprafeţelor metalice. În plus, replica din staniu prezintă şi avantajul de a putea fi examinată — în aceleaşi bune condiţii — şi la grosismente mari. În figurile 7 şi 8 se prezintă structura constituită din bainită şi separări de ferită a aceleiaşi regiuni dintr-o probă de oţel slab aliat. Se observă calitatea superioară a replicii din staniu, datorită în bună parte puterii de reflexie, apropiată de cea a probelor metalografice.

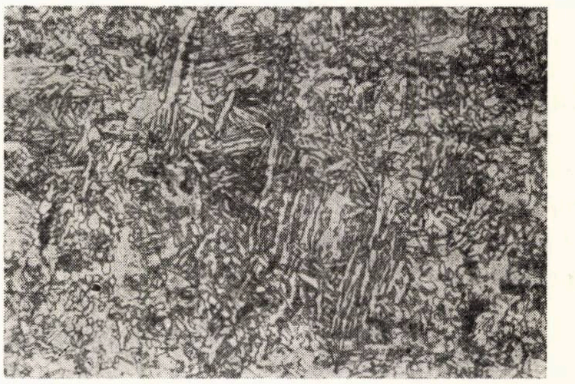


Fig. 7. Bainită şi ferită (400 : 1) probă din oţel.

La I. C. T. C. M. s-a proiectat şi executat un dispozitiv de presare care se montează, prin înşurubare cu mîna, în traversa sistemelor de prindere specifice fiecărei piese.

Comparînd replicile cercetate din punct de vedere al obţinerii, se constată că cele din staniu se execută foarte simplu şi rapid (durata nu depăşeşte 5 min), operatorului cerîndu-i-se doar atenţie şi acurateţă. Destul de uşor şi de repede fără a pretinde deosebită îndemînare operatorului se obţin replicile din răşină metacrilică. Replica din lac celulozic, dat fiind obţinerea laborioasă şi durata de uscare îndelungată, este indicată pentru examinarea pieselor cu suprafaţă curbă (concavă sau convexă) unde celelalte replici nu pot fi folosite.

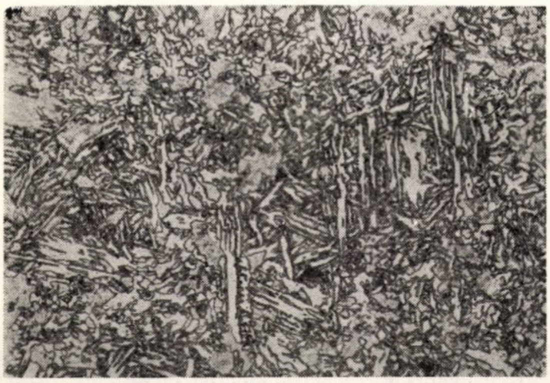


Fig. 8. Bainită și ferită (400 : 1) replica din staniu.

Din cele arătate mai sus se observă că tehnica metalografiei cu replică a deschis căi noi în studiul microstructural al materialelor metalice prin posibilitatea de a examina suprafeţe foarte mici ca şi piese foarte mari, suprafeţe plane şi suprafeţe de rupere. Permiţînd extinderea controlului metalografic și la piese, la care — pînă acum — nu se efectua tocmai din cauza necesității de a se păstra integritatea lor, tehnica metalografiei cu replică aduce deosebite avantaje tehnice și economice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mencarelli E. *Metalografia nedistructivă.* Tehnică și aplicații. Mémorial de l'artillerie française, nr. 4, 1965, p. 861—901.

[2] Jacquet P. A. și Van Effenterre A. *Metodă nedistructivă de examinare macro- și microstructurală.* Métallurg, nr. 2, 1957, p. 107 — 114.

[3] Lamb A. D. *O tehnică metalografică pentru examinarea structurii la suprafața pieselor turnate.* The british foundryman, nr. 3, 1965, p. 114—118.

[4] Jacquet P. A. *Perfecționări și noi aplicații ale tehnicii examinărilor metalografiei nedistructive.* Métallurg, nr.6, 1958, p. 531 — 536.

[5] Jacquet P. A. *Aplicarea tamponului electrolitic și a replicii nitrocelulozice la metalografia nedistructivă a materialelor feroase.* Circ. d'informations techniques, nr. 7—9, 1960.

[6] Solacolu Maria. *Cercetări privind asimilarea metodelor metalografiei cu replică.* Lucrarea I.C.T.C.M., p. 15—34.

[7] Henry G. și Plateau J. *O nouă metodă de replică metalografică nedistructivă.* Nickel, nr. 3, 1963, p. 67.

[8] Giannoni M. *Examinarea metalografică nedistructivă cu ajutorul replicii din Sn—Pb.* Metallurgia italiana, nr. 11, 1963, p. 595 — 596.

Cărţi noi apărute şi în curs de apariţie

SOCJOLOGIA KIEROWNICTWA
(Sociologia conducerii)
Polonia, Warszawa, P.W.E., 1969, p. 415

Weinberg F.
GRUNDLAGEN DER WAHRSCHEINLICHKEITSRECHNUNG UND STATISTIK SOWIE ANWENDUNGEN IM OPERATIONS-RESEARCH
(Principiile calculului probabilităţilor şi ale statisticii precum şi aplicaţii în cercetarea operaţională)
Berlin (R. F. a Germaniei), Ed. Springer, 1968

Raible E.
ERFOLGREICHE FERTIGUNGSLENKUNG
(Dirijarea optimă a fabricaţiei)
Stuttgart-Vaihingen, Ed. Gunter Grassmann, GmbH, 1968

Nowak G.
DAS KOSTENDENKEN DES INGENIEURS
(Gîndirea economică a inginerului)
Düsseldorf (R. F. a Germaniei), Ed. V.D.I., 1968

WERTANALYSE. DER WEG DES KOSTENMINIMUMS
(Analiza valorică. Calea pentru îmbunătăţirea unui minim de cheltuieli)
Düsseldorf, Ed. V.D.I., 1968

KURZBERICHTE DER HOCHSCHULGRUPPE FERTIGUNGSTECHNIK (H.G.F.)
(Relatări succinte ale grupei de învăţămînt superior de tehnica fabricaţiei)
Essen, Ed. W. Girardet, 1968

Shackle G.I.S.
NATIONALÖKONOMIE FÜR MANAGER, POLITIKER, JOURNALISTEN, PÄDAGOGEN UND STUDENTEN
(Economia politică pentru directori, oameni politici, jurnalişti, pedagogi şi studenţi)
Birmingham, Ed. Moderne Industrie

Hicks G. Tyler
DER INGENIEUR ALS ERFOLGREICHER MANAGER
(Inginerul, conducător indicat pentru întreprinderi)
München, Ed. Moderne Industrie

GÜTEPROBLEME DER WASSERVERSORGUNG IN DER INDUSTRIEGESELLSCHAFT
(Problema calităţii gospodăriilor de apă în industrie)
Frankfurt, Ed. Deutscher Verein von Gas und Wasserfachmänner (ZfGW), 69 p., 1968

EMAIL—NEUE MÖGLICHKEITEN IM OBERFLÄCHENSCHUTZ
(Email—posibilităţi noi de protejare a suprafeţelor)
Essen, Ed. Vulkan, 60 p., 1968

Lewis R. E. şi *Pfluger A. R.*
WELD IMPERFECTIONS
(Imperfecţiuni de sudare)
Ed. Addison-Wesley Publishing Company, Londra, 1968

Giesen K.
MÄNGEL UND FEHLERMÖGLICHKEITEN BEI SCHWEISSVERBINDUNGEN
(Lipsuri şi posibilităţi de eroare la îmbinările sudate)
Essen, Vulkan-Verlag, 1968

Kohlrausch F.
PRAKTISCHE PHYSIK
(Fizica practică)
Stuttgart, Verlag B. G. Teubner, 1968

Holzmann G.
FESTIGKEITSLEHRE
(Rezistenţa materialelor)
Stuttgart, Verlag B. G. Teubner, 1968

Schack K.
BERECHNUNG VON WÄRMEAUSTAUSCHERN
(Calculul schimbărilor de căldură)
4 Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1967

Theisen R. şi *Volleth D.*
TABELLEN DER MASSENSCHWÄCHUNGSKOEFFIZIENTEN VON RÖNTGENSTRAHLEN
(Tabele cu coeficienţi de atenuare masică a radiaţiilor Röntgen)
Düsseldorf Ed. Stahleisen

ERGEBNISSE DEUTSCHER ZEITSTANDVERSUCHE LANGER DAUER
(Rezultatele încercărilor la fluaj de lungă durată)
4 Düsseldorf, Verlag V.D.E.

Unele aspecte legate de modificarea aliajelor Al-Si eutectice

Ing. C. DUMITRESCU şi R. SCHMIDT
Institutul politehnic – Bucureşti
Întreprinderea Electroaparataj – Bucureşti

CZ 669.715'782 : 669.018

Utilizarea aliajelor Al—Si (siluminuri) pentru construcţii uşoare, rezistente şi etanşe, a fost posibilă abia după descoperirea de către A. Pacz a efectului modificator al sodiului. Adăugînd NaF într-o topitură eutectică de Al—Si la 1 000°C, a obţinut o finisare importantă a structurii şi prin aceasta o îmbunătăţire a caracteristicilor fizico-mecanice.

Efectul de crestătură produs de acele grosolane de siliciu, existente în aliajele Al—Si eutectice şi subeutectice nemodificate, micşorează considerabil rezistenţa mecanică şi alungirea, favorizează acţiunea corozivă a diferitelor medii, avînd în acelaşi timp şi o influenţă negativă asupra prelucrabilităţii prin aşchiere şi compactităţii pieselor turnate.

Microstructuri ale aliajelor modificate şi nemodificate. În figura 1 este prezentată diagrama binară de echilibru a sistemului Al—Si. Din diagramă rezultă că solubilitatea Si în Al variază cu temperatura, iar la 577°C şi 11,7% Si sistemul prezintă un aliaj eutectic. Mai frecvent utilizate industrial sînt aliajele cu 11—13,5% Si (ATSi12) şi aliajele cu 6—8% Si (ATSi7Mg), conform STAS 201—67.

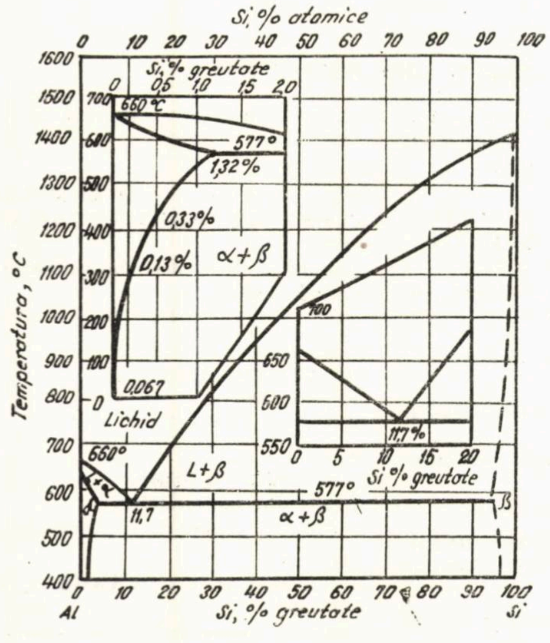


Fig. 1. Diagrama binară de echilibru Al—Si.

În figura 2 este prezentată microstructura unui aliaj ATSi12 nemodificat, turnat în amestec de formare. Siliciul sub formă granulară şi aciculară grosolană este înglobat în masa de bază eutectică. Principalele caracteristici mecanice sînt indicate în tabela 1 (poz. 1).

În figura 3 este reprodusă microstructura unui aliaj ATSi12 nemodificat, turnat în amestec de formare. Structura lamelară prezentată este rar întîlnită, acele de siliciu avînd în anumite domenii o orientare regulată. Caracteristicile mecanice sînt de asemenea indicate în tabela 1 (poz. 2).

Tabela 1

Poz.	Denumirea materialului	σ_r, kgf/mm^2	δ_5, %	HB, kgf/mm^2
1	ATSi12 nemodificat, structură granulară	13—14	1,5—2	50—55
2	ATSi12 nemodificat, structură lamelară	15—16	2—3	53—56
3	ATSi12 modificat, granulaţie fină	18—19	4—5	55—60

Apariţia structurilor lamelare sau granulare în aliajele ATSi12 nemodificate este dependentă de gradul de subrăcire. Se pare că este influenţată în principal de prezenţa fosforului în topitură. Adaosuri de 0,00015% P în aliaje eutectice transformă structura lamelară într-o structură granulară grosolană. Fosforul acţionează în siluminuri în mod dublu; în primul rînd el modifică forma separărilor de siliciu şi, în al doilea rînd, constituie germenii pentru formarea siliciului primar, datorită faptului că fosfura de aluminiu formată în aliaje are o structură izomorfă cu siliciul cristalin. Aceste

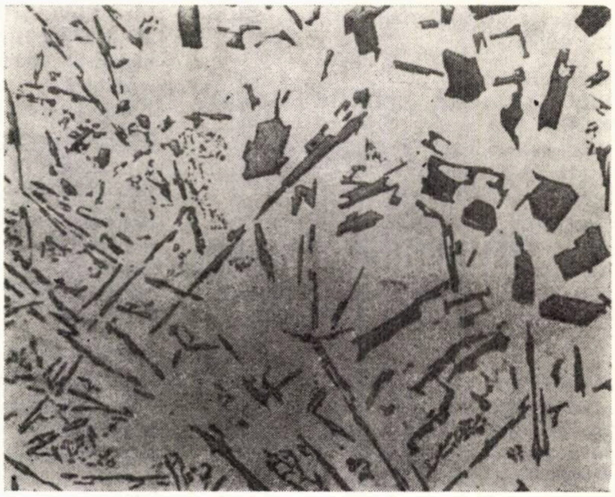


Fig. 2. Microstructura aliajului ATSi12 nemodificat.

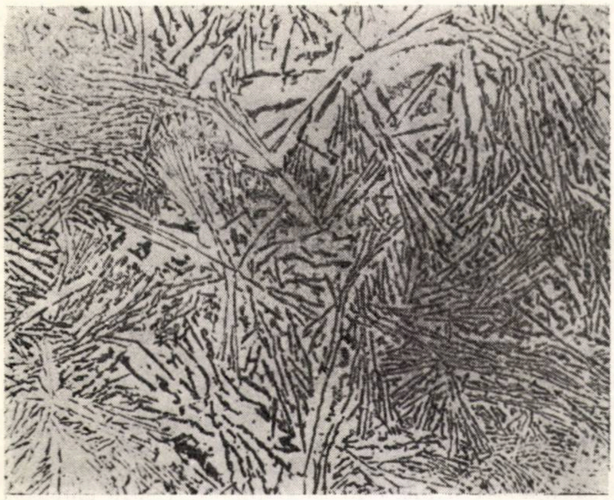


Fig. 3. Microstructura aliajului ATSi12 nemodificat.

particule servesc ca germeni pentru cristalizarea siliciului și, ca rezultat, eutecticul se cristalizează la o subrăcire mai mică, rezultînd o granulație crescută [1].

Forma și mărimea cristalelor de siliciu sînt puternic influențate de viteza de răcire și supraîncălzire a aliajului înainte de turnare. La o supraîncălzire ceva mai mare de 900°C și răcire rapidă, siluminul are structură comparabilă cu a aliajului modificat. În practica industrială datorită formei constructive și condițiilor tehnologice de fabricație a pieselor nu poate fi aplicată, — respectiv realizată controlat — răcirea rapidă, astfel încît trebuie să se renunțe la această modalitate de a se obține structuri fine [1].

Trebuie menționat că la prelucrarea prin așchiere a epruvetelor din ATSi12 nemodificată cu structură lamelară, apar retasuri macroscopice care nu pot fi înlăturate prin măsurile cunoscute de alimentare cu metal lichid. Aceste defecte sînt confirmate și de Von Eckrd Dunkel [2].

Structura siluminurilor eutectice modificate este caracterizată printr-o conformație foarte fină a eutecticului. În figura 4 este prezentată microstructura unui aliaj ATSi12 corect modificat, turnat în amestec de formare. În structură dendritele de soluție solidă α_{Al} sînt înglobate într-o masă de eutectic fin, uniform dispersat. Caracteristicile mecanice sînt prezentate în tabela 1 (poz. 3).

Obținerea soluției solide în aliaje hipereutectice se datorează, după cît se pare, scăderii temperaturii de cristalizare a eutecticului, aceasta ducînd la deplasarea punctului eutectic spre conținuturi mai mari de siliciu [1]. În figura 5 se prezintă schema deplasării punctului eutectic din E în E_1.

Mecanismul probabil al modificării siluminurilor poate fi explicat pe scurt astfel: în momentul apariției coloniei eutectice sodiul adsorbindu-se pe suprafața cristalelor de siliciu micșorează mult viteza creșterii lor, iar soluția solidă α_{Al} devine faza conducătoare la cristalizare eutectică. Cauza primordială a dispersării fine a siliciului în siluminuri nu va fi blocarea creșterii lui de către peliculele de sodiu, ci blocarea și limitarea creșterii lui de către spațiile interaxiale ale dendritelor unde el cristalizează, datorită formei deosebite de cristalizare a fazei conducătoare sub acțiunea modificatorului [1].

Dozarea corectă a modificatorului și alegerea momentului cînd acesta trebuie adăugat în topitură sînt de mare importanță în obținerea unor structuri corespunzătoare.

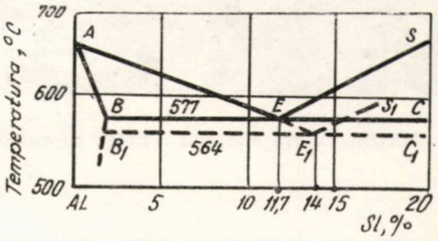


Fig. 5. Schema deplasării punctului eutectic datorită subrăcirii puternice a aliajului Al—Si.

În figura 6 este prezentată microstructura unui aliaj ATSi12 care prezintă domenii cu granulație fină (modificată) și domenii cu eutectic acicular grosolan (nemodificate). Caracteristicile mecanice sînt inferioare celor înscrise în tabela 1 pentru silumin modificat.

Structura mixtă, nemodificată, se obține atunci cînd modificatorul a fost adăugat în topitură în cantitate insuficientă sau la o supraîncălzire puternică a aliajului și o menținere mărită la această temperatură după adăugarea modificatorului.

În figura 7 este prezentată microstructura unui aliaj ATSi12 supramodificat. Caracteristicile mecanice sînt de asemenea inferioare celor prezentate în tabela 1 pentru silumin modificat. În microstructură se observă pe limitele grăunților colonii ale eutecticului și o mărire pronunțată a structurii. La creșterea conținutului de sodiu în aceste zone, apar cristalele unei faze noi, combinația chimică ternară NaAlSi de culoare închisă, aceasta ducînd la scăderea bruscă a caracteristicilor mecanice.

Formarea structurii supramodificate este legată de acțiunea deosebită a modificatorului asupra cristalizării domeniilor periferice ale grăunților coloniei eutectice. Pe măsura creșterii acestora, la periferia lor, cantitatea poate să crească pînă la o asemenea concentrație încît în aceste zone va putea

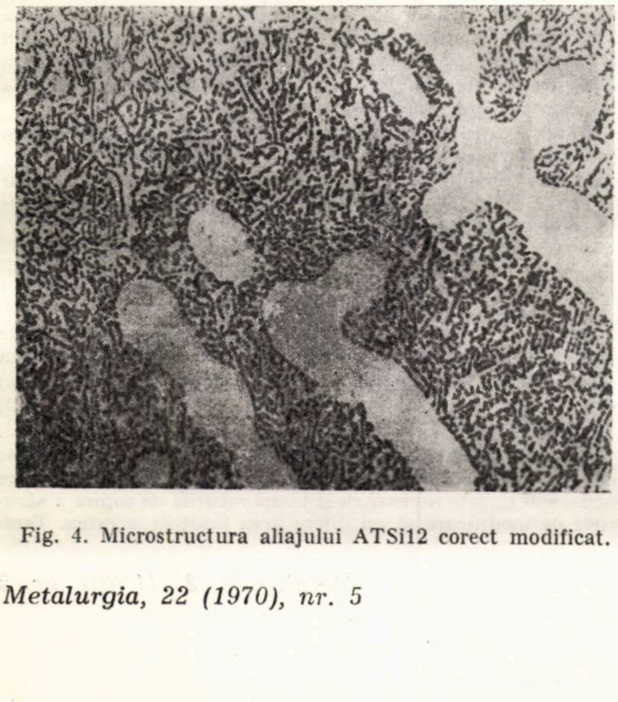


Fig. 4. Microstructura aliajului ATSi12 corect modificat.

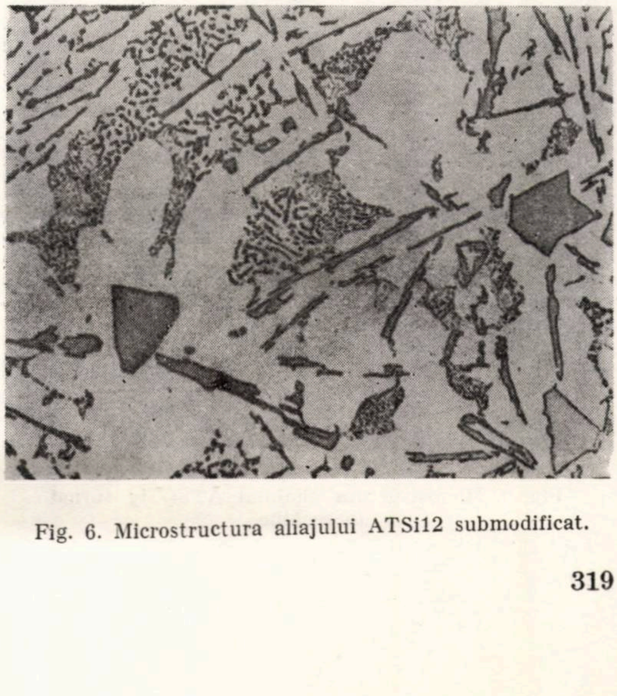


Fig. 6. Microstructura aliajului ATSi12 submodificat.

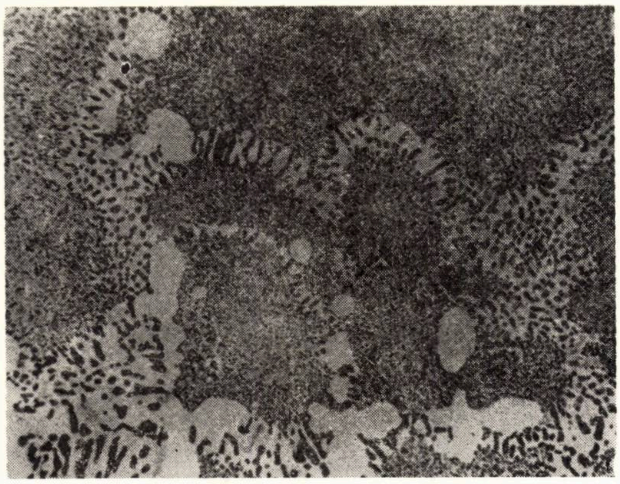


Fig. 7. Microstructura aliajului ATSi12 supramodificat.

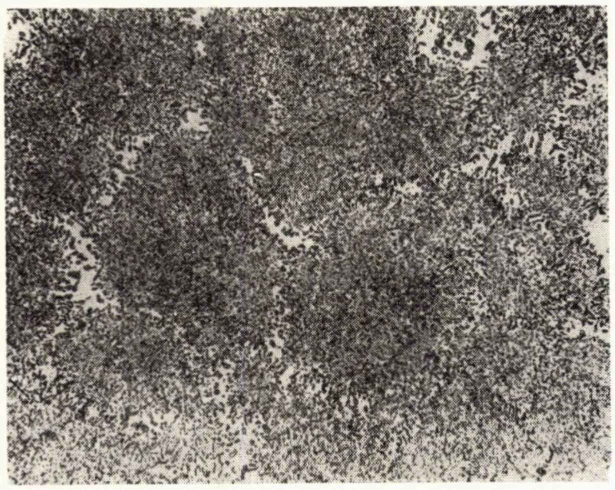


Fig. 8. Microstructura aliajului ATSi7Mg turnat în amestec de formare.

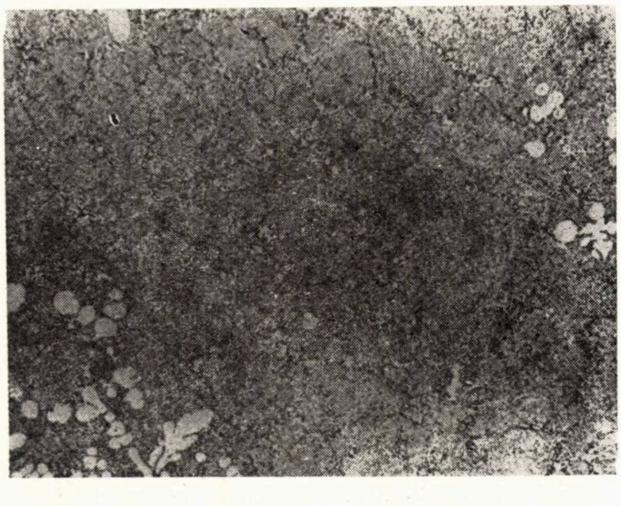


Fig. 9. Microstructura aliajului ATSi7Mg turnat în cochilie.

cristaliza eutecticul ternar (soluţia solidă + Si + AlSiNa). Eutecticul ternar poate avea o structură mai brută decît eutecticul binar, în funcţie de gradul de subrăcire la care se desfăşoară cristalizarea unui eutectic sau altuia. Pe măsura creşterii şi apropierii grăunţilor, cantitatea de căldură degajată pe unitatea de topitură lichidă se măreşte treptat. Ca rezultat în volumele limită subrăcirea lichidului eutectic ternar poate fi mai mică decît în cazul eutecticului binar, de unde şi structura grosolană în aceste zone.

Aliajele subeutectice de tipul ATSi7Mg conţinînd 0,2—0,4 %Mg, datorită conţinutului mai mic de Si nu necesită modificări şi prezintă după turnare structuri diferite, în funcţie de viteza de răcire. Cu creşterea vitezei de răcire se formează mici celule eutectice la marginea cărora se separă grosolan compusul intermetalic Mg_2Si. Aceste aliaje fiind călibile, la încălzirea pentru punere în soluţie, creşte corespunzător şi timpul de menţinere, scăzînd astfel randamentul procesului [2].

În figura 8 este prezentată microstructura aliajului ATSi7Mg, turnat în amestec de formare, iar în figura 9, microstructura aceluiaşi aliaj, turnat în cochilie.

Modificatori şi tehnologii de modificare. Pentru obţinerea aliajelor Al—Si eutectice cu structuri modificate, se utilizează diferite tipuri de adaosuri modificatoare avînd, în mare majoritate, la bază sodiu. Astfel, sodiul metalic; amestecul binar 40 % NaF, 60 % NaCl; amestecurile ternare 30 % NaF, 35 % NaCl, 35 %KCl; 60 % NaF, 25 % NaCl, 15 % Na_3AlF_6; 40 % NaF, 45 % NaCl, 15 % Na_3AlF_6 etc.

a) Utilizarea sodiului metalic pentru modificarea aliajelor Al—Si eutectice presupune dozarea acestuia în cantităţi exacte. De regulă, sodiul metalic destinat modificării este ambalat în cutii închise ermetic, din aluminiu. În cazul cînd dozarea se realizează în unităţile industriale consumatoare, este necesar ca împachetarea porţiilor să se facă în foiţe de aluminiu şi să se păstreze în petrol.

Punctul de topire al sodiului este scăzut, 98 °C, iar punctul de fierbere, 883 °C. Rezultă că în domeniul 700—780 °C al temperaturilor de modificare, există în topitură o tensiune de vapori apreciabilă. Greutatea specifică a sodiului (0,97 g/cm³) fiind mult inferioară topiturii şi datorită şi bulelor ascendente de vapori, există tendinţa plutirii acestuia la suprafaţa băii, chiar şi în cazul unei amestecări. Pentru a antrena o cantitate cît mai mare de sodiu în procesul modificării, este necesar ca introducerea acestuia în topitură să se realizeze cu ajutorul unui clopot fin perforat, care se va agita uşor timp de circa 5 min pentru obţinerea unui amestec cît mai uniform, după care se evacuează pentru turnare.

Dozarea cantităţii de sodiu destinat modificării se face ţinînd seamă de particularităţile constructive ale pieselor, precum şi ale amestecurilor de formare. Efecte favorabile se obţin utilizînd cantităţi de Na cuprinse între 0,08 şi 0,14 %, valorile mai mici corespunzînd turnării pieselor cu pereţi subţiri sau formelor cu capacitate mare de răcire.

Trebuie precizat că efectul modificator al sodiului durează un timp relativ scurt. Topitura pierde prin ardere destul de mult sodiu, astfel încît după circa 15 min de la începerea tratamentului apare rafinarea insuficientă. Pierderea prin ardere creşte cu micşorarea cantităţii de topitură. Prin adaosuri de Mg sau Be este posibilă frînarea arderii Na însă nu integral oprită [2].

În acest sens, superioritatea faţă de sodiu metalic o deţin sărurile de modificare.

b) Dacă modificarea se realizează cu amestecul binar 40 %NaF şi 60 %NaCl, reacţia cea mai probabilă dintre modificator şi topituri este :

$$6NaF + Al = Na_3AlF_6 + 3Na$$

Din considerente termodinamice rezultă că reacţia se poate desfăşura de la stînga la dreapta, numai dacă sarea este în stare topită. Energia liberă de reacţie la 1 000°K (727°C) este pentru starea solidă a NaF, $\Delta G = +20{,}02$ kcal/mol, iar pentru starea lichidă a NaF, $\Delta G = -27{,}18$ kcal/mol.

Datorită faptului că temperaturile de topire ale aliajelor Al—Si mai frecvent utilizate industrial sînt cuprinse între 580 şi 660°C, este necesar ca şi temperaturile de topire a sărurilor de modificare să nu difere prea mult de acestea. Temperaturile prea ridicate nu sînt recomandate întrucît adsorbția gazelor în topitură crește nepermis de mult.

În figura 10 este prezentată diagrama de echilibru a sistemului NaCl—NaF. Temperatura de solidificare eutectică este la 679°C. Pentru sistemul 40%NaF și 60%NaCl punctul lichidus este la aproximativ 725°C și astfel rezultă că modificarea trebuie să se facă la temperaturi cuprinse între 750 și 780 °C.

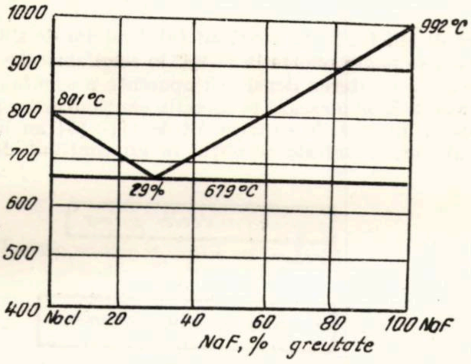


Fig. 10. Diagrama de echilibru a sistemului NaCl—NaF.

Pentru a avea certitudinea topirii integrale a amestecului modificator, se recomandă ca acesta să fie imersat în topitură cu ajutorul unui clopot fin perforat și agitînd ușor. Reducerea temperaturii sub 750°C duce la scăderea randamentului de reacție, astfel că ea nu mai poate avea loc sub 679°C.

În cazul amestecurilor ternare de modificare 30% NaF + + 35% NaCl + 35% KCl această condiție este într-o oarecare măsură îmbunătățită, deoarece temperatura de cristalizare eutectică este mai mică decît a sărurilor binare prezentate, cu 74°C.

Una dintre problemele importante care se pune la modificarea aliajelor Al—Si cu săruri alcaline în stare lichidă este deteriorarea accelerată a creuzetului de grafit datorită creșterii agresivității sărurilor cu mărirea temperaturii. Aceasta, precum și necesitatea simplificării tehnologiei de modificare, au determinat prepararea sub formă de tablete a amestecurilor de modificare pe bază de săruri alcaline și Al sau Mg.

Tabletele se introduc în topitură, unde NaF reacționează exoterm cu metalul conținut (Al, Mg), eliberînd Na care intră în topitură sub formă de vapori.

c) În practica industrială se utilizează tablete modificatoare Ver-Sal-Exoterm. După dozare (0,5% din greutatea topiturii atunci cînd se toarnă în amestec de formare) tabletele se introduc în topitură cu ajutorul unui clopot perforat. O dată cu atingerea temperaturii de ardere a tabletelor începe reacția care durează circa 1,5—2 min, după care clopotul se scoate din topitură, zgura uscată formată ridicîndu-se la suprafața metalului. După 5—10 min de menținere se trage zgura și se evacuează pentru turnare.

d) Amestecurile FOSECO sînt de asemenea utilizate în modificarea aliajelor Al—Si. Pentru turnarea în amestec de formare, după topirea materialului, se împrăștie pe suprafața băii amestecul protector Coveral 11 în cantitate de 0,5% din greutatea băii. La atingerea temperaturii de 710—720°C se execută modificarea și degazarea băii, prin introducerea tabletelor Nucleant 7 (pe bază de Ti și B) în cantitate de 0,25% din greutatea băii și Degaser 450, 0,4% din greutatea băii, cu ajutorul clopotului perforat. Se ridică temperatura la 730—740°C și se menține 3—4 min pentru terminarea degazării, după, care se presară Coveral 11 pentru dezoxidare în proporție de 0,5% din greutatea băii, agitînd pentru amestec. Se așteaptă 5—7 min înaintea turnării.

Controlul rapid al modificării. În practica industrială pe lîngă respectarea strictă a prescripțiilor de modificare, este necesar ca înainte de turnarea pieselor să se toarne descoperit 1—2 epruvete de probă, cu dimensiuni de 150 × 25 × 25 mm. Se efectuează rapid o analiză macroscopică a culorii suprafeței și spărturii. Nu se va acorda încredere culorii albastrui de pe suprafața epruvetei turnate. O spărtură relativ fragilă cu grăunți grosolani indică o modificare incorectă. O spărtură tenace cu grăunți fini, mați, indică o modificare corectă. O spărtură cu grăunți fini, dar conținînd puncte strălucitoare, indică o supramodificare.

După turnarea pieselor este obligatorie efectuarea unei analize microscopice pe fiecare șarjă.

Concluzii

Din cele prezentate rezultă că:

— Structurile corect modificate, cu granulație fină, prezintă caracteristici mecanice superioare și sînt recomandate pentru piesele de răspundere în exploatare.

— La piesele turnate în cochilie nu este absolut necesară utilizarea modificatorilor, deoarece structurile obținute sînt lamelare, avînd caracteristici mecanice acceptabile.

— Configurația geometrică a pieselor influențează, în sensul că piesele cu pereți variabili prezintă structuri neomogen modificate.

— Efectul modificator al diferitelor materiale utilizate se pierde în timp astfel că perioada de la adăugarea modificatorului pînă la turnare este limitată la 10—15 min.

BIBLIOGRAFIE

[1] Maltev V. M. *Modificarea structurii metalelor și aliajelor* (traducere din l. rusă). Bucuresti, Editura tehnică, 1967.

[2] Von Eckrd Dunkel. *Verdelung von Al-Si-Legierungen*. Tehnische Rundschau, nr. 29, 1967.

[3] Gîdea S. și Protopopescu M. *Aliaje neferoase*. București, Editura tehnică, 1960.

[4] * * * *Modificarea aliajelor eutectice Al—Si*. Metalurgia, nr. 7, 1967. Extrase din lucrările Congresului 34 de turnătorie. Paris, 1967.

[5] Schumann H. *Metalurgie fizică*. București, Editura tehnică, 1962.

Materiale refractare noi pentru industria aluminiului

Ing. SANDA OPREA
Institutul politehnic – București

CZ 669.71 : 666.76

Situația actuală. Progresul tehnic în metalurgie a impus utilizarea unor noi materiale refractare care să corespundă necesităților tehnologice ale proceselor. La obținerea electrolitică a aluminiului, perfecționarea construcției cuvelor de electroliză și a tehnologiei a dus la necesitatea folosirii de materiale noi, chimic inerte, cu o rezistență mecanică ridicată, cu toate că deseori căptușeala carbonică se comportă satisfăcător față de topiturile corozive pe bază de fluoruri, cloruri și de aluminiu lichid [1], [2], [3].

Pe de altă parte, la topirea aluminiului și la elaborarea aliajelor de aluminiu a fost necesar să se stabilească noi materiale refractare [1]—[5] deoarece majoritatea cuptoarelor de topit aluminiu sînt căptușite numai cu material refractar silico-aluminos, conținînd 50% Al_2O_3, soluție ce prezintă o serie de dezavantaje : căptușeala refractară are o rezistență mică la atacul chimic al metalului topit, siliciul din materialul refractar poate impurifica aliajul elaborat, pierderi de aluminiu datorită reacțiilor cu componenții materialului refractar etc.

Refractare noi pentru cuvele de electroliză. În condițiile industriale, micșorarea grosimii căptușelii cuvelor de electroliză are ca urmare o mărire a volumului util al electrolitului și realizarea unor condiții mai bune de dizolvare a Al_2O_3, intensificînd, în mare măsură, producția electrolizoarelor.

Pentru creerea acestor condiții, în ultimii ani s-a trecut la înlocuirea căptușelii din material carbonic cu alte materiale cum sînt: plăcile presate sau cele arse, pe bază de compuși greu fuzibili, cum ar fi carbura de siliciu cu diferiți lianți; proprietățile principale ale acestor materiale sînt : porozitate aparentă — 15 — 20% ; rezistență la compresiune — 2 000 — 2 400 kgf/cm^2; permeabilitate la gaze — 0,0321 m/m^{2}h, mm H_2O ; temperatura de deformare sub sarcina de 2 kg/cm^2 — peste 1 700°C ; conductivitate termică la 850°C — 8,3 kcal/m·h·°C.

Dintre aceste materiale noi se remarcă produsele refractare din carbură de siliciu (carborundum) cu un alt liant (decît cel pe bază de materiale silico-aluminoase), cum ar fi carbura de siliciu cu SiO_3N_4 sau produsul american „Crystalon 63" cu liant complex, avînd formula Si_2ON sau Si_2ON_2. Produsul „Crystalon 63" a fost experimentat cu rezultate bune la căptușirea cuvelor de electroliză pentru fabricarea aluminiului, datorită proprietăților sale fizico-chimice : o bună rezistență la atacul chimic îndelungat al sărurilor topite (cazul criolitului) ; rezistență electrică bună — 3Ω la 1 000°C ; impenetrabil pentru plumb și zinc la 600°C, pentru magneziu la 800°C ; nu se umectează cu aluminiu topit la 1 000°C ; o bună conductivitate termică (7,5—10 kcal/m·h·°C).

Experimentarea căptușelilor din carbură de siliciu cu liant de nitrură de siliciu nu a dus întotdeauna la rezultatele scontate deoarece nitrura reacționează cu topitura de fluoruri și aluminiu ; pe de altă parte, nu s-au putut obține plăci carbonitrurate cu o porozitate mai mică de 15 — 20%, fapt care a mărit suprafața de contact cu topitura, iar, în unele cazuri, s-a impurificat metalul catodic cu siliciu metalic.

Pentru a se remedia aceste dezavantaje, în ultimul timp în literatura de specialitate se recomandă căptușirea cuvelor de electroliză cu noi materiale cum ar fi plăcile din carbură de siliciu policristalină, cu următoarele proprietăți : conținutul de SiC (cu modificări alfa și beta) — 90 — 95% ; Si_{liber} — 5 — 7% ; C_{liber} — 1 — 3% ; densitatea aparentă — 3,0 — 3,1 (g/cm^3) ; porozitatea — 1,5 — 2,5% ; limita de rezistență la compresiune — 6 000 kgf/cm^2 ; conductivitatea termică — 54,9 — 23,2 (la 20°C) și 20,9 — 23,2 (la 1 000°C).

Schema tehnologică de obținere a plăcilor, pe bază de carbură de siliciu policristalină, este arătată în figura 1. Cînd densitatea aparentă a semifabricatului este 1,8 g/cm^3, datele experimentale (fig. 2) arată că conținutul maxim de carbură de siliciu, la un conținut total minim de siliciu liber și carbon, se poate realiza la 50%C în semifabricate [2], [3].

O dată cu creșterea densității aparente a semifabricatului acest maxim se deplasează în direcția conținuturilor mai mici de carbon. Încercările experimentale [1]—[5] au arătat că cele mai bune rezultate se obțin la un conținut de 15% C în șarjă și la o densitate aparentă a semifabricatului de 2,46 g/cm^3. Semifabricatele care conțin cantități mari de carbon se fisurează din cauza modificărilor volumetrice care se produc datorită formării carburii de siliciu secundare.

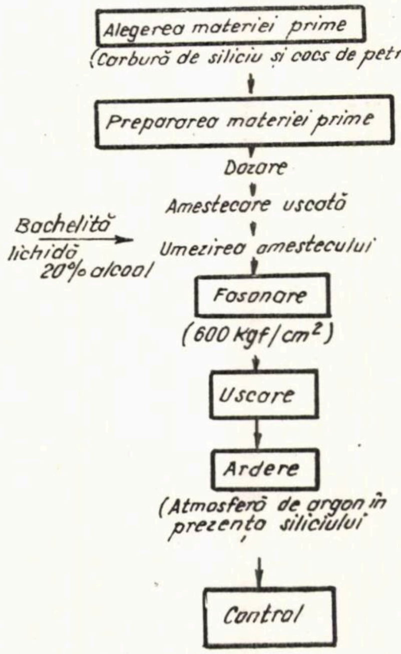

Alegerea materiei prime
(Carbură de siliciu și cocs de petrol)
Prepararea materiei prime
Dozare
Amestecare uscată
Bachelită lichidă 20% alcool
Umezirea amestecului
Fasonare
(600 Kgf/cm²)
Uscare
Ardere
(Atmosferă de argon în prezența siliciului
Control

Fig. 1. Schema tehnologică de obținere a carburii de siliciu policristaline.

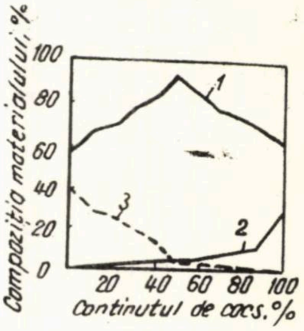


Fig. 2. Dependența compoziției chimice a materialului pe bază de carbură de siliciu de conținutul de carbon în șarjă la o densitate volumetrică de 1,8 g/cm^3 :

1 — carbură de siliciu ; 2 — carbon liber ; 3 — Si_{liber}.

Arderea plăcilor uscate se realizează în cuptoare cu inducție în atmosferă de argon (se introduce continuu argon la presiunea de 10 — 15 mm H_2O), așezîndu-se în fiecare creuzet al cuptorului 4 — 5 plăci, între care se presară siliciu metalic.

Regimurile de încălzire a plăcilor în cuptorul de inducție se prezintă în figura 3, cele mai bune rezultate fiind obținute la o încălzire pînă la 1 700°C, timp de 3 h, menținere 45 min la această temperatură, materialul fiind apoi încălzit pînă la 1 950°C și menținut la această temperatură 2,5 h (curba 1, fig. 3).

În condițiile regimului de încălzire reprezentate prin curbele 2 și 3 (fig. 3) în produsele finale s-au format fisuri.

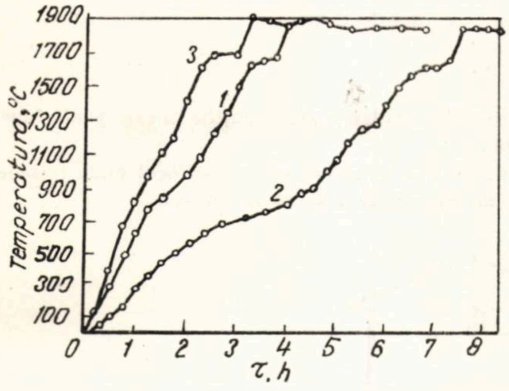


Fig. 3. Diferite regimuri de încălzire:
1 – regim optim; 2 și 3 – regimuri intermediare.

Rezultatele încercărilor tehnologice [2], [3] privind comportarea noilor materiale refractare, utilizate pentru căptușeala electrolizoarelor folosite la obținerea aluminiului pe cale electrolitică, arată superioritatea materialului refractar pe bază de carbură de siliciu policristalină (tabela 1).

Tabela 1

Materialul	Compoziția mediului, %	Condițiile de încercare	Rezultatele încercărilor probelor
Carbură de siliciu policristalină	90 Na_3AlF_6 5 AlF_3 5 Al_2O_3 Al metalic	Materialul în contact cu topitura 50 h; temperatura băii, 1 000°C; $D_c = 0,7$ A/cm^2	Nu se oxidează și nu se impregnează. La polarizare nu se sfărîmă
Grafit tratat cu siliciu	90 Na_3AlF_6 5 AlF_3 5 Al_2O_3	Durata încercării, 12 h	Se oxidează și se sfărîmă
Nitrură de siliciu	90 Na_3AlF_6 5 AlF_3 5 Al_2O_3	Durata încercării, 12 h	Se formează o cavitate la limita de separare a fazelor
Carbonitrură de siliciu	90 Na_3AlF_6 5 AlF_3 5 Al_2O_3	Durata încercării, 12 h	Se fisurează. Se formează sufluri și o cavitate la limita de separare a fazelor

La acțiunea aluminiului și a criolitului în afară de carbura de siliciu, rezistență ridicată prezintă și alte carburi, nitruri și boruri. Dintre carburi se pot menționa carburile de titan și de zirconiu, iar dintre nitruri, cele de aluminiu și bor, nitrura de bor fiind aproape complet rezistentă la acțiunea criolitului la 1 000°C. Dintre boruri se pot menționa cele de titan și de zirconiu, care au o bună rezistență la acțiunea aluminiului și a criolitului topit la 1 000°C și se caracterizează printr-o mare conductivitate electrică, fiind astfel indicată folosirea lor în calitate de conductori pentru electrolizoare sau băi de rafinare; în acest sens există propuneri pentru înlocuirea catodului de cărbune din celulele de electroliză cu piese sinterizate, respectiv presate, din boruri de titan și zirconiu.

Refractare noi pentru cuptoarele de topit aluminiu. În ceea ce privește îmbunătățirea căptușelilor refractare aplicate cuptoarelor pentru topirea aluminiului, se remarcă în ultimul timp elaborarea unui nou tip de material refractar [1], [4], [5], cum sînt cărămizile fasonate, produse din oxid de aluminiu sau de mulit pur, cu un conținut de cel puțin 90% Al_2O_3 și cu un liant de compoziția: 2 — 50% Al_2O_3; 30 — 75% B_2O_3; 7,5 — 37,5% CaO și mai puțin de 10% SiO_2; aceste produse conținînd oxid de bor au o bună rezistență la acțiunea aluminiului topit și a fondanților; de asemenea se mai poate menționa materialul refractar pe bază de carborundum — — corindon folosind ca liant fosfați, utilizat cu precădere pentru vetrele cuptoarelor de topire a aluminiului. În ceea ce privește liantul utilizat, cercetările industriale au arătat că folosirea liantului de argilă conferă proprietăți superioare în cazul șocurilor termice.

Folosirea fosfaților ca lianți asigură o rezistență mai bună a căptușelii contra efectului coroziv al metalului și al fondanților topiți.

În cadrul concernului Kaiser-Aluminium din S.U.A., în urma cercetărilor cu privire la comportarea diferitelor materiale refractare s-a stabilit tehnologia de obținere a două tipuri de cărămizi refractare [1], [5] cu proprietăți îmbunătățite și diferențiate, în funcție de condițiile de aplicare:

— materialul refractar tip „Lo-Sil-Super", conținînd 90% Al_2O_3, destinat pentru căptușirea cuptoarelor ce prelucrează aliaje de aluminiu cu mult zinc și magneziu; acest material prezintă proprietăți superioare în cazul șocurilor termice;

— materialul refractar tip „Lo-Sil-Regular", conținînd 80% Al_2O_3, recomandat pentru cuptoarele de tip „melanjor" și acelea ce prelucrează aliaje cu conținuturi reduse de zinc și magneziu.

Ca o consecință a utilizării noilor materiale refractare, în etapa actuală s-a trecut la modificarea formei cuptorului; majoritatea acestora au în prezent secțiune circulară și sînt prevăzute cu capace amovibile, prezentînd o serie de avantaje tehnico-economice: încărcarea șarjei pe la partea superioară; întreținerea și exploatarea mai ușoară; elaborarea unor aliaje cu proprietăți fizico-mecanice superioare.

Ca o caracteristică generală a perfecționărilor aduse materialelor refractare din industria aluminiului, rezultă faptul că ele au menirea să îmbunătățească radical randamentul de obținere a metalului sau aliajului propriu-zis, impunîndu-se, în acest sector, utilizarea cărămizilor refractare de calitate superioară, al căror preț de cost este compensat cu prisosință prin economiile realizate în cursul exploatării și întreținerii îmbunătățite a cuptoarelor sau a electrolizoarelor.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Refractare în proiectarea cuptoarelor pentru topit aluminiu.* Modern Metals, 1966, p. 82 — 86.

[2] Ghinzberg H. *Teoria și practica electrolizei aluminiului.* Aluminium 43, 6, 1967, p. 347 — 354.

[3] Franțevici N. ș.a. *Materiale pentru căptușirea electrolizoarelor de aluminiu.* Țvetnîie metallî, 6, 1965, p. 49 — 54.

[4] Wipszychi L. *Materiale refractare pentru industria metalelor neferoase.* Rudy i metale niezelazne, 1, 1966, p. 39 — 42.

[5] Pardes R. ș.a. *Materiale refractare și construcții de cuptoare pentru topirea aluminiului primar.* J. inst. of Metals, nr. 2, 1966, p. 56 — 60.

Cubilou experimental

Ing. NATALIA STOICA și ing. V. STOICA
Institutul politehnic – București

CZ 621.745.34.001.4

Studiul procesului complex al topirii în cubilou implică existența, în marile turnătorii, a unui cubilou experimental, în care să se facă diferite încercări fără ca aceasta să influențeze negativ condițiile îndeplinirii planului de producție al secției.

Acest lucru devine cu atît mai posibil cu cît în prezent rezultatele încercărilor bune, obținute pe un agregat, pot fi transpuse pe altele, ținînd seamă de legile similitudinii transferului de masă, căldură etc.

La dimensionarea cubiloului experimental – care se face în același fel ca a unui cubilou obișnuit – trebuie să se țină seamă ca agregatul realizat să permită realizarea procesului real și să aibă o suplețe deosebită în adaptarea sa la orice regim de funcționare (combustibil, regim de topire, alimentare cu aer etc.).

Realizarea unui cubilou experimental cu un minimum de investiții (în afara aparatajului de măsură și control) se poate efectua prin utilizarea unei construcții în tronsoane, care prezintă avantajul economicității și al interschimbabilității.

Un astfel de cubilou a fost realizat utilizîndu-se elemente de țeavă sudată și are următoarele caracteristici principale:

- diametrul exterior . . . . d_{ext} = 415 mm;
- diametrul interior . . . . d_{int} = 200 mm;
- grosimea tablei . . . . δ = 5 mm;
- lungimea tronsonului . . . . . . l = 500 mm;
- diametrul parascînteiului . . . . $d_{ş}$ = 615 mm.

Grosimea căptușelii cubiloului construit a fost de $\delta_c = 100$ mm, la regim de lucru obișnuit, iar pentru cazul răcirii mantalei cu apă grosimea $\delta_{ca} = 10$ mm.

Legarea între ele a tronsoanelor se realizează prin utilizarea unor urechi cu ghidaje fixate în exterior la fiecare tronson în parte.

Pentru urmărirea procesului din cubilou, tronsoanele sînt prevăzute pe toată lungimea lor cu vizori cu robinet care permit preluarea de gaze pentru analize și studiul optic al fenomenelor.

Căptușeala tronsoanelor se realizează din masă ștampată. În interiorul tronsoanelor se fixează din loc în loc niște praguri formate din bucăți de oțel cornier, care asigură menținerea căptușelii de perete. Etanșeitatea între tronsoane se realizează prin introducerea între elementele ce se asamblează a unei mase refractare proaspete.

Montarea și demontarea tronsoanelor se pot face cu ușurință, părțile comune fiind fixe, iar cele specifice, schimbate după nevoi. Un palan de mînă permite o manevrare ușoară a tronsoanelor ce formează corpul cubiloului. În felul acesta prin demontare, pe lîngă faptul că măsurătorile pe căptușeală se pot face direct și deci foarte ușor, există și posibilitatea de a realiza cubilou cu profile și caracteristici diferite.

Instalațiile anexe ale cubiloului (antecreuzet, recuperator de căldură etc.) se dimensionează în mod corespunzător productivității sale. Instalarea lor se face astfel încît să poată fi asigurată funcționarea cubiloului atît independent de ele, cît și în ansamblu, după cum este programul de lucru impus.

Obținerea unor informații precise asupra mersului procesului în cubilou este funcție de aparatajul de măsură și control (cantitativ și calitativ) cît și a punctelor unde se face măsurătoarea.

În tabela 1 sînt date toate elementele ce trebuie măsurate, cît și aparatajul necesar efectuării măsurătorilor. Tabela este întocmită pentru toate situațiile în care poate funcționa cubiloul.

În figura 1 este arătat schematic locul unde trebuie amplasat aparatajul de măsură și control.

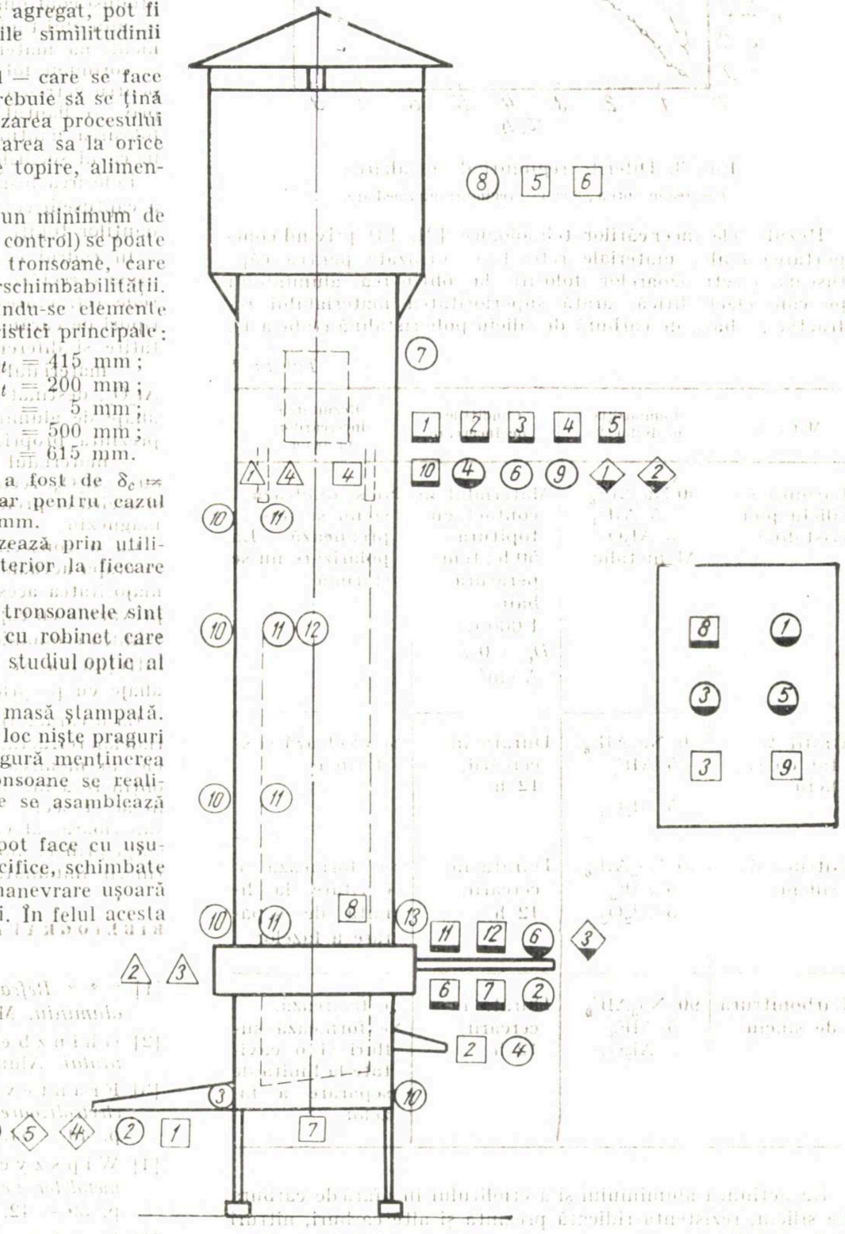


Fig. 1. Cubilou experimental.

Pe un panou centralizat, instalat într-o încăpere separată, se culeg toate informațiile obținute, avînd astfel posibilitatea de a se urmări permanent mersul procesului în cubilou.

Tabela 1

	Mărimi de măsurat	Simbol	Aparataj
Cantități intrate	Cantitatea totală de cocs	1	Cîntar înregistrator
	Cantitatea de cocs de umplere	2	Cîntar înregistrator
	Cantitatea de cocs de încălzire	3	Cîntar înregistrator
	Cantitatea de metal	4	Cîntar înregistrator
	Cantitatea de fondant	5	Cîntar înregistrator
	Debitul de aer insuflat	6	Debitmetru înregistrator
	Presiunea aerului insuflat	7	Manometru înregistrator
	Presiunea atmosferică	8	Barometru înregistrator
	Umiditatea relativă a aerului	9	Psihrometru Higrometru
	Debitul de apă de răcire a mantalei (la cubilou răcit cu apă)	10	Debitmetru înregistrator
	Presiunea gazelor naturale	11	Manometru înregistrator
	Debitul de gaze naturale	12	Debitmetru înregistrator

Tabela 1 (continuare)

	Mărimi de măsurat	Simbol	Aparataj
Temperaturi de intrare	Temperatura exterioară	◒ 1	Termometru cu mercur
	Temperatura aerului insuflat	◒ 2	Termometru cu mercur
	Temperatura halei	◒ 3	Termometru cu mercur
	Temperatura apei de răcire	◒ 4	Termometru cu mercur
	Temperatura în încăperea aparatelor de înregistrare	◒ 5	Termometru cu mercur
	Temperatura gazelor naturale (la mers cu gaze)	◒ 6	Termometru cu mercur
Cantităţi ieşite	Cantitatea de metal obţinută	□ 1	Cîntar înregistrator
	Cantitatea de zgură rezultată	□ 2	Cîntar înregistrator
	Analiza produselor de ardere	□ 3	Aparat ORSAT*
	Analiza produselor de ardere	□ 4	Analizor înregistrator CO, CO_2 Idem H_2
	Analiza produselor de ardere la coş	□ 5	Aparat ORSAT*
	Cantitatea de praf antrenată	□ 6	Cîntar înregistrator
	Resturi în cubilou	□ 7	Cîntar înregistrator
	Consumul de căptuşeală	□ 8	Aparataj de măsură pentru dimensiuni
	Cantitatea de produse de ardere utilizată pentru preîncălzirea aerului (la mers cu aer cald)	□ 9	Debitmetru înregistrator

Tabela 1 (continuare)

	Mărimi de măsurat	Simbol	Aparataj
Temperaturi de ieşire	Temperatura metalului în cubilou	①	Termoelemente cu compensator
	Temperatura metalului pe jgheabul de scurgere	②	Pirometru optic
	Temperatura metalului la orificiul de evacuare	③	Pirometru optic
	Temperatura zgurei	④	Pirometru optic
	Temperatura produselor de ardere în conducta recuperatorului	⑤	Termoelemente
	Temperatura produselor de ardere la gura de încărcare	⑥	Termoelemente
	Temperatura produselor de ardere deasupra gurii de încărcare	⑦	Termoelemente
	Temperatura produselor de ardere în coş	⑧	Termoelemente
	Temperatura blindajului la gura de încărcare	⑨	Termoelemente
	Temperatura mantalei metalice	⑩	Termoelemente
	Temperatura căptuşelii	⑪	Termoelemente
	Temperatura fontei care coboară în cubilou	⑫	Pirometru optic
	Temperatura apei de răcire a mantalei (la răcirea cu apă)	⑬	Termometru
	Temperatura în antecreuzet	⑭	Termoelemente

Tabela 1 (continuare)

	Mărimi de măsurat	Simbol	Aparataj
Mersul cubiloului	Agăţările	△ 1	—
	Ritmul de alimentare cu aer (pauzele în timpul alimentării)	△ 2	Debitmetru înregistrator
	Colmatarea duzelor de aer	△ 3	Debitmetru înregistrator
	Nivelul încărcăturii	△ 4	Sonde electrice
Caracteristici de calitate	Analiza chimică a fondantului	⬙ 1	Laborator chimic
	Caracteristicile mecanice şi chimice ale cocsului	⬙ 2	Laborator chimic (combustibili ; toba Micum)
	Analiza chimică a gazelor naturale	⬙ 3	Laborator chimic (combustibili)
	Proprietăţile mecanice ale metalului obţinut	◇ 4	Laborator de rezistenţa metalelor
	Analiza chimică a metalului obţinut	◇ 5	Laborator de analiză rapidă

---

* Este de dorit ca determinarea compoziţiei gazelor să se facă cu aparataj electric şi înregistrare continuă a mărimilor; se elimină în felul acesta erorile inerente ale aparatelor ORSAT.

RECENZII

K. P. Bunin, Ia. N. Malinocica şi Iu. N. Taran. BAZELE METALOGRAFIEI FONTEI. *Moscova, Editura Metallurghia, 1969, 416 pag., 353 fig.*

Lucrarea apare în condiţiile în care fonta reprezintă cel mai important material utilizat la turnarea pieselor necesare în industrie. Mai mult de 60% din piesele turnate se realizează din fontă. Proprietăţile fontelor depind în primul rînd de structura lor.

Avînd în vedere cele menţionate, autorii acestei lucrări şi-au propus să prezinte probleme de structura fontelor la solidificare, în procesul de răcire sau după tratamentul termic. La început se expun echilibrele de fază în fonte prin prezentarea constituenţilor, fazelor şi diagramelor de echilibru de fază (Fe—C, Fe—C—Si, Fe—C—P), pe baza cărora se face şi o clasificare structurală. Se acordă, de asemenea, importanţă influenţei impurităţilor asupra diagramei Fe—C.

În continuare se prezintă partea cea mai dezvoltată — formarea structurii fontelor la solidificare. Se expune cristalizarea fontei cenuşii, albe şi pestriţe, analizîndu-se cristalizarea fazelor primare şi a eutecticului, precum şi influenţa, în acest sens, a impurităţilor. Tot în această parte se analizează cercetările privind cinetica de cristalizare a fontelor.

În ultima parte se prezintă transformările structurale care au loc în fontă la răcirea după solidificare. Se expun transformările structurale la răcirea şi încălzirea fontelor (separarea cementitei sau a grafitului din austenită, grafitizarea carburilor, descompunerea eutectoidă, unele particularităţi, austenitizarea etc.). Tot în această ultimă parte se analizează structura fontelor la deformare sau la tratament termic.

Lucrarea analizează evoluţia rezultatelor cercetărilor asupra structurii fontelor, insistînd asupra datelor obţinute în ultimul timp. Din lucrare rezultă că unele probleme sînt încă insuficient cercetate, ceea ce reprezintă un stimulent pentru direcţiile viitoare de cercetare din Institutul de cercetări metalurgice.

Unele afirmaţii ar fi fost mai clare dacă erau susţinute prin prezentarea unor micrografii.

Lucrarea este utilă inginerilor şi cercetătorilor care se ocupă cu obţinerea şi cercetarea pieselor turnate din fontă şi poate fi utilă, de asemenea, studenţilor şi doctoranzilor în metalurgie şi construcţii de maşini.

Ing. P. IORDĂNESCU

A. N. Morozov. HIDROGENUL ŞI AZOTUL IN OŢELURI. *Moscova, Editura Metallurghia, 1968, 282 pag., 32 fig.*

Influenţa conţinutului de gaze din metalele şi aliajele lichide a fost luată în seamă numai în limita în care producea defecte de turnare. În ultima perioadă, cînd se cer materiale metalice cu caracteristici din ce în ce mai mari, problema influenţei conţinutului de gaze a devenit obiectul unor intense cercetări ştiinţifice. Aceste ultime considerente au determinat apariţia, în U.R.S.S., încă din 1950, a monografiei „Hidrogenul şi azotul în oţeluri" care a prelucrat şi sintetizat toate publicaţiile apărute în legătură cu această problemă. Păstrînd sfera cunoştinţelor tratate, acelaşi autor publică, în 1968, o nouă ediţie cu acelaşi titlu care prezintă, prelucrat şi sintetizat, noile cunoştinţe acumulate în acest domeniu, de la apariţia vechii ediţii pînă în prezent.

Lucrarea cuprinde trei părţi. Partea I prezintă probleme teoretice privind interacţiunea dintre metal şi gaze (adsorbţia şi absorbţia).

Partea a II-a analizează problemele legate de prezenţa hidrogenului în oţelul solid sau lichid. Se prezintă solubilitatea hidrogenului în fier şi aliaje cu bază de fier, la temperaturi joase şi înalte, precum şi forma lui de existenţă. Se expun, de asemenea, problemele legate de pătrunderea hidrogenului în procesul de elaborare şi metodele de îndepărtare a lui prin vacuum în oala de turnare. Se acordă atenţie şi influenţei hidrogenului asupra proprietăţilor oţelului.

Prezentarea aliajelor binare ale fierului nu este totuşi oportună în această lucrare deoarece se analizează în lucrările de metalurgie fizică.

Partea a III-a analizează problemele legate de prezenţa azotului în oţelul solid şi lichid, în analogie cu „hidrogenul în oţeluri".

Din analiza de ansamblu a lucrării se simte lipsa unui capitol care să trateze problema determinării conţinutului de hidrogen şi azot în oţeluri care în etapa actuală prezintă deosebită importanţă.

Lucrarea se adresează cercetătorilor şi inginerilor metalurgi, putînd fi utilă şi studenţilor Facultăţii de metalurgie.

Ing. P. IORDĂNESCU

Iu. M. Lahtin. METALURGIE FIZICĂ ŞI TRATAMENTE TERMICE ALE METALELOR. *Moscova, Editura Metallurghia, 1969, 446 pag., 151 fig.*

Cunoaşterea structurii metalelor reprezintă baza de plecare în vederea realizării unor materiale cu proprietăţi fizicomecanice optime, necesare la producerea unor piese de calitate superioară. Lucrarea prezentată reprezintă un ajutor în acest sens deoarece se expun şi ultimele realizări în domeniul îmbunătăţirii structurii metalelor. Lucrarea are două părţi importante: partea de metalurgie fizică şi partea de tratamente termice.

În prima parte se porneşte de la noţiuni de bază, prezentate deja în unele lucrări de specialitate, dar necesare pentru înţelegerea ulterioară a lucrării. La început se prezintă succint reţelele cristaline ale metalelor, dîndu-se şi unele detalii privind structura reală. În continuare se analizează structura lingourilor metalice, metodele fizice şi structurale de cercetare şi control a calităţii metalelor. Un spaţiu important se acordă influenţei structurii asupra proprietăţilor mecanice şi structurii diagramelor de echilibru ale aliajelor; în mod deosebit se analizează diagrama Fe—C şi transformările de fază în cazul aliajelor Fe—C. Pe baza noilor cercetări se prezintă diagramele $Fe—Fe_3C$, Fe-Grafit, influenţa fazelor existente asupra proprietăţilor oţelului, iar la sfîrşit se prezintă şi o clasificare a claselor de structuri în oţelurile aliate. În continuare sînt analizate transformările de fază (martensitică, la încălzire, la răcire).

La această parte ar fi fost util să se insiste mai mult asupra teoriei dislocaţiilor, restrîngîndu-se anumite noţiuni clasice.

Partea a doua analizează teoretic şi practic tratamentele termice care se aplică metalelor şi aliajelor în vederea îmbunătăţirii proprietăţilor oţelurilor, fontelor şi metalelor şi aliajelor neferoase.

La început se prezintă tratamentele termice clasice aplicabile oţelurilor (recoacere, călire, revenire etc.) şi apoi tratamentele speciale (superficiale şi termochimice). În continuare se analizează diferite oţeluri cu proprietăţi speciale (de construcţie, de scule, stabile la coroziune şi refractare). După oţeluri se analizează, din punct de vedere structural, fontele (albe şi albite, nodulare, maleabile, aliate şi tratate termic). În final se analizează, din punct de vedere structural şi al tratamentelor termice, metalele şi aliajele neferoase (Ni, Co, Ti, Be, Mg etc.).

Lucrarea poate fi folosită atît de tehnicienii şi inginerii din uzinele metalurgice, cît şi de studenţii facultăţilor de metalurgie şi construcţii de maşini.

Ing. A. D. IONESCU

P. N. Axenov. UTILAJUL SECŢIILOR DE TURNĂTORIE (Oborudovanie liteinîh ţehov). *Moscova, Editura Maşinostroenie, 1968, 458 pag., 427 fig. şi 11 tabele.*

Obţinerea unor productivităţi ridicate de piese turnate în turnătorii, la o calitate superioară şi la un preţ de cost cît mai coborît, nu este posibilă decît în condiţiile unei organizări raţionale şi eficiente a secţiilor, sectorului de turnătorie, unei alegeri judicioase şi competente a utilajelor necesare, la cel mai înalt nivel de tehnicitate, unei exploatări corecte şi intensive a acestor utilaje. În aceste circumstanţe se impune ca necesară mecanizarea totală a operaţiilor procesului tehnologic şi automatizarea la un grad cît mai avansat a acestor operaţii.

În lucrare se prezintă principalele baze teoretice ale fazelor şi operaţiilor executate, schemele de principiu ale maşinilor şi problemele legate de alegerea tipurilor de maşini pentru diverse condiţii.

Ţinînd cont de principalele operaţii ale procesului tehnologic de obţinere a pieselor turnate, autorul se ocupă de utilajele de obţinere a formelor şi miezurilor, de utilajele necesare preparării amestecurilor de formare şi miezuire, de utilajele depozitelor şi secţiilor de elaborare a aliajelor şi de utilajele folosite la dezbaterea formelor şi curăţarea pieselor turnate.

În cadrul fiecărei părţi a lucrării se prezintă principalele scheme de automatizare a operaţiilor (de formare, miezuire, preparare, turnare, curăţare), precum şi schemele generale ale unor linii complet automatizate.

Folosind o bibliografie de specialitate cuprinzătoare şi în urma unui studiu vast şi aprofundat al tuturor noutăţilor tehnice de specialitate, autorul reuşeşte să prezinte cu competenţă şi la un înalt nivel ştiinţific principalele procedee de obţinere a pieselor turnate, utilajele necesare şi automatizările specifice.

Lucrarea debutează cu maşinile de formare şi miezuire, care constituie primul capitol; autorul prezintă bazele teoretice ale procesului de formare prin presare, scuturare, suflare şi aruncare şi utilajele de bază folosite. Acest capitol mai cuprinde tipurile constructive ale utilajelor de formare şi miezuire, liniile mecanizate în flux de obţinere a formelor şi miezurilor şi liniile automate. La finele capitolului, autorul prezintă succint principalele instalaţii de producere, transport şi distribuţie a aerului comprimat.

În capitolul al doilea se prezintă utilajele folosite pentru pregătirea amestecurilor de formare şi miezuire, cuprinzînd modalităţile (variantele) de organizare a depozitelor de materii prime şi a secţiilor de preparare, utilajele de pregătire a materiilor prime, utilajele de pregătire şi regenerare a amestecurilor de formare folosite şi utilajele de realizare a amestecării, deci de preparare a amestecurilor de formare şi miezuire.

Capitolul se încheie cu automatizarea sistemelor centralizate de preparare şi cu posibilităţile de mică mecanizare a secţiilor de preparare.

Utilajele, depozitele de materii prime pentru fuziune ale secţiilor de elaborare a aliajelor şi ale turnării constituie obiectivul principal al capitolului III. Capitolul prezintă atît automatizările cubiloului, cît şi a turnării aliajelor la conveior.

Lucrarea de faţă se încheie cu capitolul al IV-lea care inserează utilajele pentru dezbaterea formelor şi miezurilor şi cele pentru curăţarea pieselor turnate. În acest capitol autorul prezintă utilajele şi automatizarea dezbaterii formelor, utilajele de dezbatere a miezurilor şi utilajele de curăţare a pieselor turnate cu alice centrifugate sau curăţarea în tobe. Capitolul continuă cu maşinile de debavurat şi procedeele speciale de curăţare, încheindu-se cu instalaţiile de absorbţie a prafului din secţiile de curăţătorie.

Aşa cum rezultă din prezentarea sumară a cărţii, partea cea mai valoroasă şi cea mai extinsă tratează multitudinea complexă a utilajelor folosite în sectoarele de turnătorii. Autorul acordă o atenţie deosebită justificării şi explicării teoretice a fenomenelor ce au loc în procesele realizate de către utilajele turnătoriilor. Autorul se ocupă pe larg de procedeele moderne folosite în sectoarele de turnătorie (formare la presiuni înalte, obţinerea formelor prin suflare, metodele moderne de regenerare a amestecurilor de formare, metodele moderne de curăţare, electrochimice, electromecanice, cu flacără de gaz etc.), precum şi de principalele scheme şi sisteme de reglare automată.

Stilul de redactare a cărţii este clar şi accesibil unei categorii largi de cititori.

,,Utilajul secţiilor de turnătorie'' reprezintă o lucrare de o înaltă valoare ştiinţifică şi practică, care este de o deosebită utilitate studenţilor, inginerilor şi tehnicienilor ce activează în sectoarele de turnătorie.

Lucrarea de faţă se adresează studenţilor, secţiilor de turnătorie din Facultatea de metalurgie, studenţilor secţiilor de prelucrări la cald din cadrul Facultăţilor de mecanică, lucrătorilor din industrie şi proiectanţilor din institutele de proiectare.

Ing. I. VÎRCOLACU

Cărți noi apărute și în curs de apariție

COCSERIE:

Patterson W. și Neumann F.
EINFLUSS VERSCHIEDENER KOKSQUALITÄTEN AUF DAS SCHMELZERGEBNISS IM KUPOLOFEN
(Influența diferitelor calități de cocs asupra rezultatului fuziunii în cubilou)
Colonia și Opladen. Westdeutscher Verlag

Mantell Ch. L.
CARBON AND GRAPHITE HANDBOOK
(Manual despre carbon și grafit)
New York, Ed. Wiley, 1968

FURNALE

ENTSCHWEFELUNG VON ROHEISEN
(Desulfurarea fontei)
4 Düsseldorf, Ed. V.D.E., 1968

OȚELĂRIE

Roesch K. și *Zimmermann K.*
STAHLGUSS (Oțelul turnat)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1966

Schrader A. ș.a.
GEFÜGE DER STÄHLE
(Structura oțelurilor)
Düsseldorf, Max Planck-Institut für Eisenforschung, 1966

WERKSTOFF-HANDBUCH STAHL UND EISEN
(Manual de materiale din oțel și fontă)
Düsseldorf, Ed. V.D.E., 1965

FEINKORNBAUSTÄHLE UND IHRE SCHWEISSZUSATZWERKSTOFFE
(Oțelurile de construcție cu granulație fină și materialele lor de adaos pentru sudare)
Hamm (R. F. a Germaniei), Ed. Westfällische Union AG.

LAMINOARE

HERSTELLUNG VON STAHLDRAHT
(Fabricarea sîrmei de oțel)
4 Düsseldof, Verlag Stahleisen GmbH, 1969

Maass E.
JAHRBUCH DER SCHLEIF- UND POLIERTECHNIK UND DER OBERFLÄCHENBEHANDLUNG, 1969
(Anuar pentru tehnica șlefuirii și a polizării și tratamentul suprafețelor 1969**)**
Essen, Vulkan-Verlag Dr. W. Classen

Gordon P.
PRINCIPLES OF PHASE DIAGRAMS IN MATERIALS SYSTEM
(Introducere în diagramele de faze în sistemele de materiale)
New York, Ed. Mo Graw-Hill, 1968

Fischer Oskar
PRAKTISCHE WÄRMEBEHANDLUNG
(Tratamentul termic practic)
Ed. Verbund Deutscher Gesenkschmieden, Hagen, 1968

DEFORMATION UNDER HOT WORKING CONDITION
(Deformarea în condiții de prelucrare la cald)
Londra, Ed. The Iron and Steel Institute, 1968

Grünhofen H. G. ș.a.
OBERFLÄCHENFEHLER BEI KALTGEWALZTEM BAND UND BLECH
(Defectele suprafețelor la benzi și table laminate la rece)
4 Düsseldorf, Ed. V.D.E., 1967

Kochendörfer A.
PHYSIKALISCHE GRUNDLAGEN DER FORMÄNDERUNGSFESTIGKEIT DER METALLE
(Bazele fizice ale rezistenței la deformare a metalelor)
Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1967

METALLPHYSIK
(Fizica metalelor)
Düsseldorf, Stahleisen, 1967

Somerville T. B.
DRAHTZIEHMASCHINEN-FACHBUCH
(Carte despre mașinile de trefilare)
Durham, Poters Bank

DIE VERARBEITUNG DER AUSTENITISCHEN CHROM-NICKEL-STÄHLE, V
(Prelucrarea oțelurilor Cr—Ni austenitice, V)
Düsseldorf, International Nickel GmbH Deutschland

Lindorf H.
TECHNISCHE TEMPERATURMESSUNGEN
(Măsurarea tehnică a temperaturii)
Essen (R. F. a Germaniei), Ed. W. Girardet, 1968

Naseband K. ș.a.
EINFLUSS DER PROBENFORM AUF DAS ERGEBNIS DES KERBSCHLAGBIEGEVERSUCHES. AUSWERTUNG DER FACHLITERATUR
(Influența formei probei asupra rezultatului încercării de îndoire prin lovire pe probe crestate)
Köln și Opladen, Westdeutsche Verlag, 1968

Bunshah R. F.
TECHNIK DER METALLUNTERSUCHUNGEN
(Tehnologia de cercetare a metalelor).
New York, Ed. R. F. Bunshah, 1968

Müller R. O.
SPEKTROCHEMISCHE ANALYSEN MIT RÖTGENFLUORESZENZ
(Analize spectrochimice cu roentgenofluorescență)
München, Ed. R. Oldenburg, 1967

Parker R. H.
AN INTRODUCTION TO CHEMICAL METALLURGY
(Introducere în metalurgia chimică)
Oxford, Ed. Pergamon Press, 1967

SCHNELLMETHODEN UND AUTOMATISIERUNG IN DER ANALYSE, CHROMATOGRAPHISCHE METHODEN
(Metode rapide și automatizarea analizelor. Metodele cromatografice).
DECHEMA, monografiile nr.1102—1124, vol. 62

NOTĂ

În luna iunie 1970 va avea loc la Brașov a III-a sesiune tehnico-științifică cu tema: „Îmbunătățirea calității producției pieselor forjate"

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărți: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției;

— pentru reviste sau alte publicații periodice: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor putea modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa: Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.

Obțineți:

- **îmbunătățirea calității pieselor turnate**
- **reducerea cotei de rebut**
- **mărirea eficacității economice**

folosind preparatele noastre tehnico-chimice pentru turnătorie

Livrăm:

Preparate pentru tratarea topiturilor de metale neferoase, grele sau ușoare

— Amestecuri exoterme pentru turnătorii și oțelării

— Adaosuri pentru alierea fontei în oala de turnare

— Vopsele pentru forme, miezuri, lingotiere

— Praf termoizolant pentru oțelării

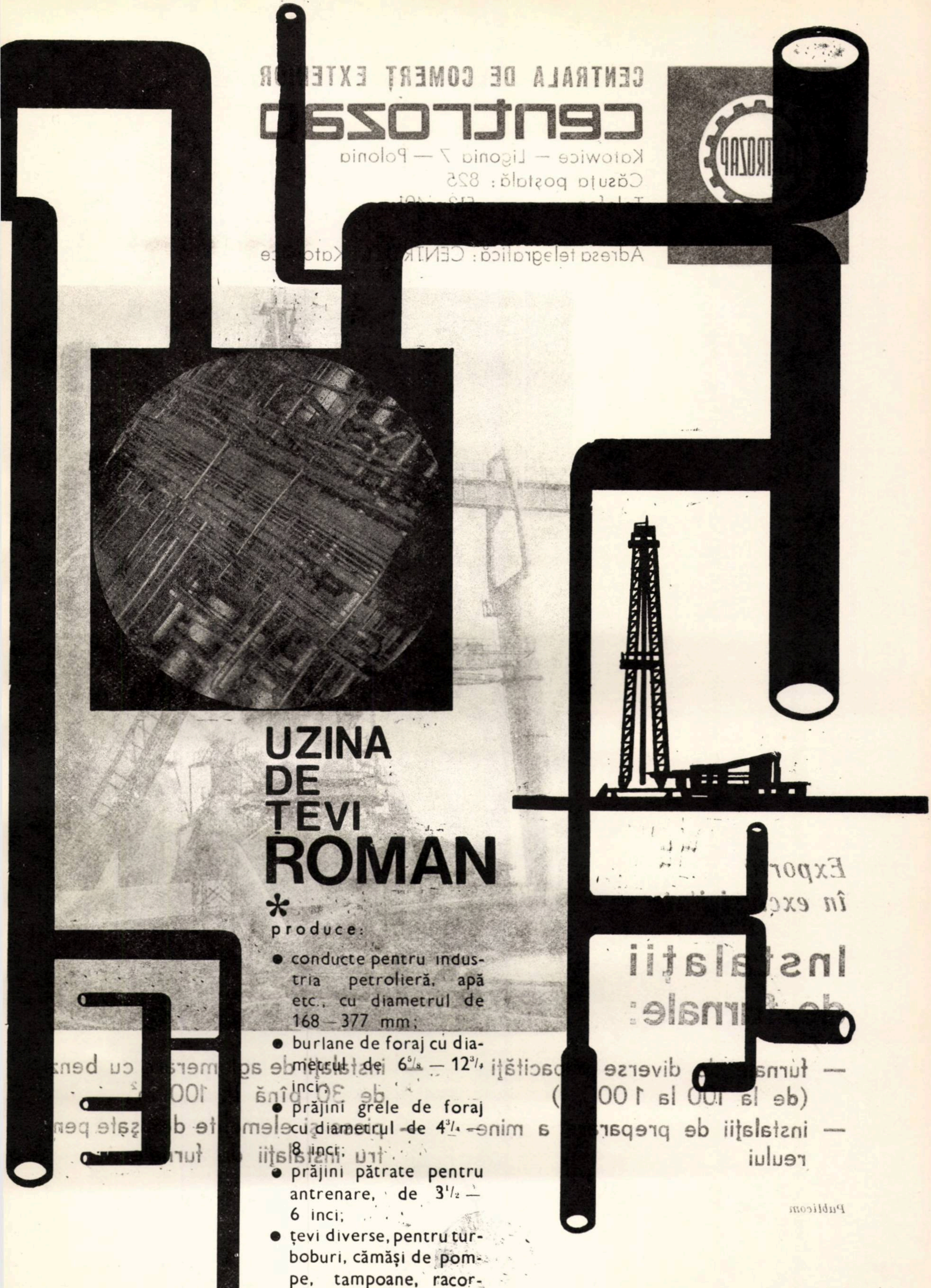
Informații furnizează:

CHEMIE — EXPORT — IMPORT
DDR 1055 Berlin
Storkower Str. 133
Telex 011 2171 ahbc-dd

Producător:

VEB FACHANSTALT FÜR GIESSEREIWESEN
DDR — 8252 Coswig
Bez. Dresden
Republica Democrată Germană
Cea mai veche întreprindere de specialitate din Europa

Publicom



UZINA DE ŢEVI ROMAN

*

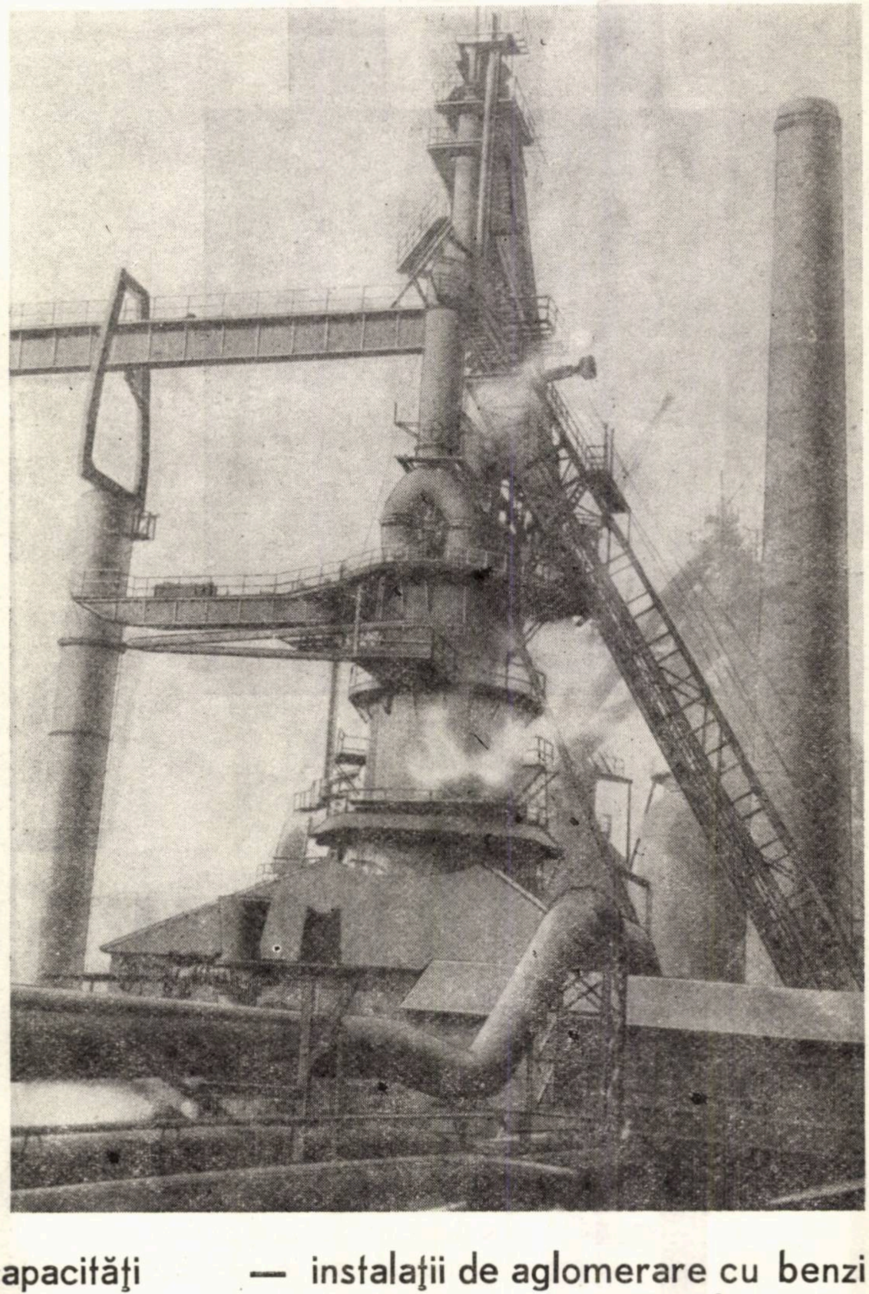
produce:

- conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168—377 mm;
- burlane de foraj cu diametrul de $6\frac{5}{8}$ — $12\frac{3}{4}$ inci;
- prăjini grele de foraj cu diametrul de $4\frac{3}{4}$ — 8 inci;
- prăjini pătrate pentru antrenare, de $3\frac{1}{2}$ — 6 inci;
- ţevi diverse, pentru turboburi, cămăşi de pompe, tampoane, racorduri speciale.

CENTRALA DE COMERȚ EXTERIOR

centrozap

Katowice — Ligonia 7 — Polonia
Căsuța poștală: 825
Telefon: 513—401
Telex: 31—416
Adresa telegrafică: CENTROZAP Katowice



Exportă în exclusivitate:

Instalații de furnale:

- furnale de diverse capacități (de la 100 la 1 000 t)
- instalații de preparare a minereului
- instalații de aglomerare cu benzi de 30 pînă la 100 m^2
- piese și elemente detașate pentru instalații de furnale

Publicom

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

TEPRO

UZINA METALURGICĂ IAȘI

Șoseaua Țuțora nr. 132

Produce și livrează

Produse tubulare sudate pe generatoare:

- Țevi pentru instalații de apă, de gaz și de abur cu filet și mufă sau fără filet, negre sau zincate, cu diametrul de 3/8 — 4 inci.
- Țevi pentru construcții de precizie obișnuită, laminate la cald sau la rece, cu diametrul de 10 — 114 mm și grosimea peretelui de 1 — 4,5 mm.
- Țevi pentru construcții de precizie înaltă, trase la rece, cu diametrul de 8 — 60 mm și grosimea peretelui de 1 — 3 mm.
- Țevi profilate — pătrate, dreptunghiulare și ovale, cu perimetrul secțiunii de 80 — 220 mm și grosimea peretelui de 1 — 3 mm.
- Tuburi de protecție pentru conductori electrici tip PEL 9 — PEL 48 (Pantzer).

ICM

MUNCITORI ȘI TEHNICIENI

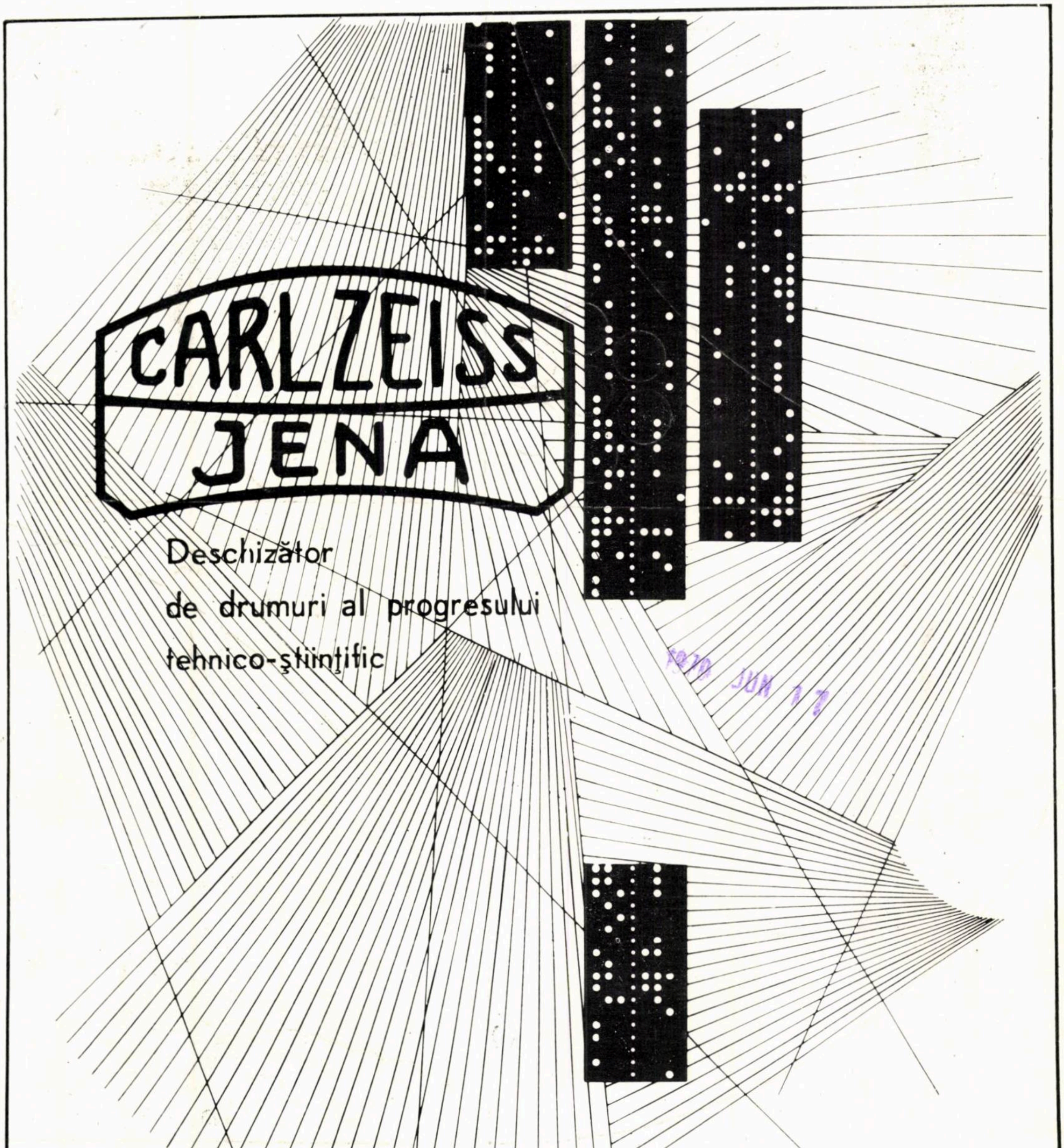
Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele întreprinderii pentru colectarea metalelor.

- SÎRMĂ — ∅ 1,5 ... 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × ∅ 1,5 ... 3 × ∅ 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × ∅ 2 ... 7 × ∅ 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61
- CABLURI DE TRACȚIUNE — ∅ 2 ... 50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate :

– cabluri construcție simplă STAS 1513-66
– cabluri compuse, duble STAS 1353-66
– cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65
– cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66

INDUSTRIA SÎRMEI CÎMPIA TURZII


CARL ZEISS
JENA
Deschizător
de drumuri al progresului
tehnico-ştiinţific

1970 JUN 12

VEB Carl Zeiss JENA

Republica Democrată Germană

PUBLICOM

E 3280

METALURGIA

09

6

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXII • Nr. 6 • IUNIE 1970

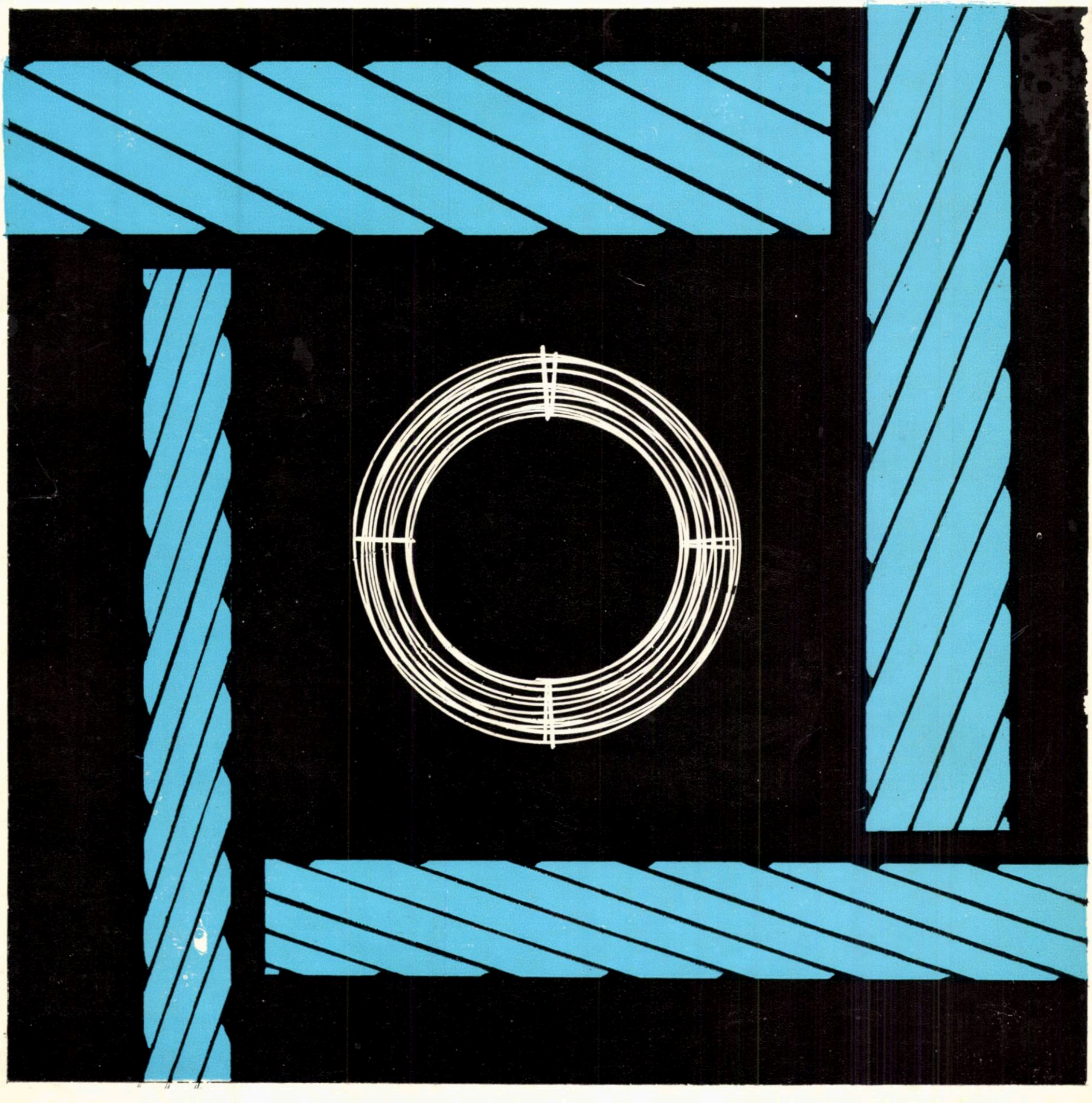
INDUSTRIA SÎRMEI

Vă oferă:

- SÎRMĂ — ∅ 1,5 . . . 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × ∅ 1,5 . . . 3 × ∅ 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × ∅ 2 . . . 7 × ∅ 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61

CÎMPIA TURZII

- CABLURI DE TRACȚIUNE — ∅ 2...50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate: cabluri construcție simplă STAS 1513-66, cabluri compuse, duble STAS 1353-66, cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65, cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66



E 3280

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1963

METALURGIA

Anul 22 nr. 6 iunie 1970

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Barbu I., Falk E., Falk Magdalena și *Stezar V.*: **Cu privire la posibilitățile de extindere a producției la stația de cocs brichete de la uzina ,,Victoria" — Călan** 337

ocu P. și *Ianache P.*: **Cercetări privind stabilirea capacității de aglomerare a unor minereuri folosite în mod curent la fabricile de aglomerare din România** 342

Segărceanu T., Frumosu Galina și *Alexandrescu Valentina*: **Contribuții la valorificarea wolframului din concentratele de sheelit indigene** 348

Ienciu M.: **Reducerea sulfurii de fier cu gaz metan** 354

REALIZĂRI TEHNICE

Niță E.: **Laminorul de sîrmă nr. 3 de la uzina ,,Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii** 360

Olszowski T.: **Utilizarea procedeului de formare cu amestecuri fluide cu autoîntărire la fabricarea lingotierelor** 365

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Solacolu Maria: **Cercetări privind analiza metalografică nedistructivă. Partea a II-a. Aplicațiile tehnicii metalografiei cu replică** 374

prea Fl. și *Nagy I.*: **Considerații privind cinetica leșierii minereurilor în procesele hidrometalurgice** 378

CRĂRI DE SINTEZĂ

mancei L. și *Ene Gh.*: **Considerații privind reducerea consumului de cocs la furnal** 383

Achiței C.: **Stadiul actual și perspective tehnice în dezvoltarea fabricației de prăjini grele pentru foraj** 387

CRONICĂ 396

RECENZII 398

COMITETUL DE REDACŢIE

N. Craft, Tr. Dumitrescu, Suzana Gîdea, V. Holban, A. Ieremia, I. Ilca, G. Miheţ, I. Moldovan, N. Murguleţ, Fl. Oprea, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, I. Prisecaru, Maria Roşianu, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ştefănescu, O. Takacs, I. Tripşa, Silvia Vacu, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Şef rubrică: Georgeta Comşa

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacţia şi administraţia, Bucureşti. str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M. I. M. – Centrul de documentare şi publicaţii tehnice – Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23–25, Buc.

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5327

42 406

SOMMAIRE

CD 666.741.3

Barbu I., Falk E., Falk Magdalena et *Stezar V.* : **En ce qui concerne les possibilités d'extention de la production à la station de coke de l'Usine ,,Victoria'' — Călan.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 337—341

CD 662.785 (498)

Ţocu P. et *Ianache P.* : **Recherches concernant l'établissement de la capacité d'agglomération de certains minérais utilisés couramment dans les fabriques d'agglomération de Roumanie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 342—347

CD 669.273

Segărceanu T., Frumosu Galina et *Alexandrescu Valentina*: **Contributions à la valorification du wolfram contenu dans les concentrés shéelitiques indigènes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 348—353

CD 546.22 : 669.12.046.462

Ienciu M. : **La réduction du sulfure de fer à l'aide du gaz méthane.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 354—359

CD 621.771.25 (498)

Niţă E. : **Le laminoir pour fil de fer no. 3 de l'Usine .,,Industria sîrmei'' — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 360—364

CD 621.746.393 : 621.742.4 : 669.131.6

Olszowski T. : **L'utilisation du procédé de moulage avec des sables fluides à autodurcissement pour la fabrication des lingotières.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 365—373

CD 620.187 ; 620.179.1

Solacolu Maria : **Recherches concernant l'analyse métallographique non-destructive. I-ère partie. Les applications de la technique de la métallographie à réplique.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 374—377

CD 622.3 ; 669.017

Oprea Fl. et *Nagy I.* : **Considérations concernant la cinétique du lessivage des minérais, dans les processus hydrométallurgiques.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 378—382

CD 669.162.16 : 338.523

Amancei L. et *Ene Gh.* : **Considérations concernant la réduction de la consommation de coke dans le fourneau.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 383—386

CD 669:.1.013.5:622.24.053

Achiţei C. : **Le stade actuel et les perspectives techniques de développement dans la fabrication des tiges maitresses pour le tarage.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 387—395

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.741.3

Барбу И., Фалк Е., Фалк Магдалена и Стезар В.: **О возможностях расширения производства на установке для формованного кокса завода „Виктория"— Кэлан**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 337—341

ДК 662.785 (498)

Цоку П. и *Янаке Р.*: **Исследования, касающиеся установления спекаемости некоторых руд, обычно используемых на агломерационных установках Румынии**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 342—347

ДК 669.273

Сегзрчану Т., Фрумосу Галина и Александреску Валентина: **К использванию вольфрама концентратов отечественного шеелита**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 348—353

ДК 546.22 : 669.12.046.462

Енчю М.: **Восстановление сернистого железа метаном**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 354—359

ДК 621.771.25.(498)

Ницэ Е.: **Проволочный прокатный стан нр. 3 завода „Индустрия Сырмей" — Кымпия Турзий**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 360—364

ДК 621.746.393 : 621.742.4 : 669.131.6

Олсзовский Т.: **Применение способа формовки с жидкими смесями с самотвердеющими добавками для производства изложниц**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 365—373

ДК 620.187 : 620.179.1

Солаколу Мария: **Исследования, касающиеся металлографического анализа без разрушения Часть. 2. Применения техники металлографии с репликой**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 374—377

ДК 622 : 3 : 669.017

Опря Фл. и *Наги И.:* **О кинетике выщелачивания в гидрометаллургических процессах**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 378—382

ДК 669.162.16 : 338.523

Аманчей Л. и *Ене Г.:* **Соображения, касающиеся снижения расхода доменного кокса**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 383—386

ДК 669.1.013-5:622.24.053

Акицей К.: **Современное состояние и технические перспективы развития производства бурильных труб**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 387—395

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.741.3

Barbu I., *Falk E.*, *Falk Magdalena* und *Stezar V.*: **Betreffs Möglichkeiten für eine Produktionserweiterung bei der Koksbrikett-Anlage im Werk „Victoria" – Călan.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 337–341

DK 662.785 (498)

Ţocu P. und *Ianache P.*: **Erforschungen über eine Feststellung des Agglomeriervermögens einiger gebräuchlichen Erze in den rumänischen Agglomerieranlagen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 342–347

DK 669.273

Segărceanu T., *Frumosu Galina* und *Alexandrescu Valentina*: **Beiträge zu der Wolframverwertung aus inländischen Scheelit-Konzentraten.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 348–353

DK 546.22 : 669.12.046.462

Ienciu M.: **Reduktion von Eisensulfid mit Methan.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 354–359

DK 621.771.25 (498)

Niţă E.: **Drahtwalzstrasse no. 3 im Werk „Industria sirmei" – Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 360–364

DK 661.746.393 : 621.742.4 : 669.131.6

Olszowski T.: **Verwendung des Formverfahrens mit flüssigen selbsterstarrenden Mischungen für Erzeugung von Giessformen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 365–373

DK 620.187 : 620.179.1

Solacolu Maria: **Erforschungen über die nichtstörende metallographische Analyse. Zweiter Teil. Anwendungen der metallographischen Abdrucktechnik.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 374–377

DK 622.3 : 669.017

Oprea Fl. und *Nagy I.*: **Berücksichtigungen über die Kinetik des Erzlaugens in Hydrometallurgischen Verfahren.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 378–382

DK 669.162.16 : 338.523

Amancei L. und *Ene Gh.*: **Berücksichtigungen über die Verminderung des Hochofenkoksverbrauches.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 383–386

DK 669.1.013.5:622.24.053

Achiţei C.: **Gegenwärtige Entwicklungsstufe und technische Aussichten für Schwerstangenerzeugung.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 387–395

CONTENTS

DC 666.741.3

Barbu I., Falk E., Falk Magdalena and *Stezar V.* : **Regarding extension possibilities for production at the coke station in plant ,,Victoria" — Călan.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 337–341

DC 662.785 (498)

Ţocu P. and *Ianache P.* : **Investigations regarding agglomerating capacity of some ores in current use at the Rumanian agglomerating plants.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 342–347

DC 669.273

Segărceanu T., Frumosu Galina and *Alexandrescu Valentina* : **Contributions to wolfram processing out of native sheelite concentrates.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 348–353

DC 546.22 : 669.12.046.462

Ienciu M. : **Reduction of iron sulphur with methane gas.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 354–359

DC 621.771.25 (498)

Niţă E. : **Wire mill no. 3 in plant ,,Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 360–364

DC 621.746.393 : 621.742.4 : 669.131.6

Olszowski T. : **Utilization of the moulding proceeding with fluid self-setting mixtures for ingot-mould manufacturing.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6. p. 365–373

DC 620.187 : 620.179.1

Solacolu Maria : **Investigations regarding non-destructive metallographic analyse. Part II. Applications of the replica metallography technique.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 374–377

DC 622 : 3 : 669.017

Oprea Fl. and *Nagy I.* : **Considerations regarding kinetics of ore alkalinization in hydrometallurgical processes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 378–382

DC 669.162.16 : 338.523

Amancei L. and *Ene Gh.* : **Considerations regarding reducing of blast furnace coke consumption.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 383–386

DC 669.1.013.5:622.24.053

Achiţei C. : **Present stage and technical outlooks for development of drill stem manufacturing.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 6, p. 387–395

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 6
IUNIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cu privire la posibilităţile de extindere a producţiei la staţia de cocs brichete de la uzina „Victoria" — Călan

Ing. I. BARBU, ing. E. FALK — Institutul de cercetări metalurgice
ing. MAGDALENA FALK — Uzina de maşini grele — Bucureşti
şi ing. V. STEZAR — Uzina „Victoria" — Călan

CZ 666.741.3

EN CE QUI CONCERNE LES POSSIBILITÉS D'EXTENTION DE LA PRODUCTION À LA STATION DE COKE DE L'USINE „VICTORIA" — CĂLAN

Pour expérimenter à échelle industrielle les procédés de fabrication du coke moulé étudiés en République Socialiste Roumaine, on a construit une installation semiindustrielle. Une partie des outillages de cette installation qui a été conçue en vue de désservir le fonctionnement concomitent de plusieurs procédés est utilisée au-dessous de la capacité prévue ce qui a été constaté à la suite de la définition et de l'application d'une des technologies examinées.

En analysant les indices d'utilisation réalisés — établis par des cronomètrages — et en les comparant avec la capacité nominale des outillages, on établit, dans cet ouvrage, les réserves et les strangulations du flux technologique.

On analyse ensuite, en comparant les investitions nécessaires pour l'extention de la station en différentes variantes de production—coke pour le fourneau, fonderie, électrométallurgie et anodes, la solution caractérisée par une investition spécifique minime.

Il résulte, à la suite de l'analyse effectuée que dans n'importe quelle variante, l'investition spécifique nécessaire représente environ 60% de l'investition spécifique pour la construction de certaines nouvelles unités.

Basé sur les faits mentionnés, sur l'effet économique positif grâce à la réduction des consommations spécifiques énergétiques et d'utilités, on justifie l'efficience de l'extention de la station au niveau de capacité que possèdent actuellement 45% des aggrégats existants (pour-cent valorique). Le coke produit réduirait le nécessaire de coke importé et représenterait, dans toutes les variantes un apport valutaire considérable.

REGARDING EXTENSION POSSIBILITIES FOR PRODUCTION AT THE COKE STATION IN PLANT „VICTORIA" — CĂLAN

For investigating on industrial scale various proceedings for formed-coke elaboration studied in Rumania, a semi-industrial plant was erected. Some of the outfit — concieved in view to supply simultaneously functional services for several proceedings — works under its rated capacity, if one of the studied technologies is to be finalized and implemented.

Reserves and bottlenecks of the technological flow are established by means of timed utilization indices and by comparison of the latter with the rated capacity of the outfit.

Further, necessary investments for extension of the plant according to various brands of coke: blast furnace coke, foundry coke, electrometallurgical coke and anodes — are analysed comparatively, in view to find the solution associated with minimal specific investment.

Obtained results emphasize that, in any variant, the necessary specific investment amounts about 60% of the specific investment for building a new unit.

Based on the above-mentioned positive economic effect — due to the decrease in energetic specific consumption and utilities — efficiency of an extension of the station to the capacity level which 45% of the units actually posses (value rate), is demonstrated. The coke to be produced would reduce importation, offering thus — in any of the variants — a consistent currency supply.

În cadrul problemelor privind asigurarea bazei de materii prime pentru fabricarea cocsului şi a valorificării superioare a cărbunilor energetici, s-a pus în ultimele decenii în mod din ce în ce mai insistent problema perfecţionării tehnologiei de fabricare a cocsului.

Producerea, pe cale clasică a cocsului, este condiţionată de folosirea ca materie primă a huilelor cocsificabile al căror preţ este pe piaţa mondială cu 30 — 50% mai mare decît preţul cărbunilor necocsificabili, energetici. Aceasta se datorează unor condiţii mai grele de zăcămînt dar şi cererii proporţional mai mari pentru acest cărbune (raportat la zăcămintele existente şi posibilităţile de exploatare).

Problema fabricării cocsului din cărbuni energetici a fost atacată atît în ţările care posedă zăcăminte mari de huile cocsificabile, cît şi în țările în care industria cocsochimică este tributară importului și permite folosirea unor materii prime necocsificabile prin tehnologia obișnuită.

În acest domeniu au fost efectuate și în R.S. România lucrări importante, cercetările Institutului de cercetări metalurgice ducînd la realizarea unui procedeu original care permite producerea cocsului brichete din cărbuni și materii prime, nefolosite în mod obișnuit la fabricarea cocsului prin procedee clasice.

Pentru transpunerea procedeului la scară semiindustrială a fost construită o unitate experimentală de nivel industrial în care s-au verificat diferite soluții propuse de cercetare și care a dat posibilitatea producerii cantităților de cocs necesare pentru experimentările de folosire în furnale și la alți consumatori.

În urma producției realizate și a lucrărilor de cercetare efectuate la nivel industrial în această stație, a rezultat posibilitatea fabricării, pe baza tehnologiei ICEM, a cocsului pentru furnal, a cocsului pentru turnătorie, a cocsului pentru anozi și pentru electrozi, precum și a cocsului electrometalurgic. Fiecare calitate de cocs, deosebită de cealaltă prin rețeta de fabricație și însușirile specifice, a fost verificată de către diferiți beneficiari prin utilizarea unor cantități de cocs variind între 1 500 și 50 000 t.

Cocsul brichete pentru furnal a fost încercat pe rînd în furnale de 40 — 250 m^3 și apoi timp de 33 de zile, în proporție de 30% din încărcătura de cocs, într-un furnal de 700 m^3.

Cocsul de turnătorie produs prin diferite rețete a fost încercat în anumite proporții la diferite turnătorii dotate cu cubilouri cu diametrul de 900 — 1 000 mm, cu și fără suflare de aer preîncălzit.

Cocsul electrometalurgic a fost încercat 100% în cuptoarele de fabricare a carbidului de la Comitetul chimic — Tîrnăveni.

Cocsul pentru anozi și produsele electrocărbunoase reprezintă, din 1966, producția curentă a stației de cocs brichete intrată în regim de producție industrială.

Cercetările efectuate au arătat astfel multiplele utilizări ale cocsului brichete și au indicat posibilitatea înlocuirii — prin aplicarea și extinderea procedeului—a unei cote din cocsul metalurgic importat actualmente.

Utilizarea fondului de timp al agregatelor în condițiile actuale de exploatare (cocs brichete pentru anozi, 2 cuptoare în funcțiune) este prezentată în tabela 1.

Unitatea experimentală a fost inițial concepută pentru verificarea concomitentă a două tehnologii de fabricare a cocsului brichete încercate simultan. Din această cauză după trecerea pe producție industrială a procedeului ICEM, o serie de agregate a unei porțiuni din fluxul tehnologic comun prezintă o rezervă de capacitate. Aceasta a fost analizată pe baza organigramei din figura 1, precum și a cronometrărilor efectuate în 1967 în regim curent de funcționare a utilajelor, comparativ cu capacitățile proiectate.

Tabela 1

Denumirea utilajului	Indicele de utilizare a utilajului, % (realizări 1967, cocs brichete pentru anozi)
Depozitul de materie primă	
— cărbuni, cocs petrol	56
— lianți	90
Pregătirea șarjei	
a) Depozit — dozare	
— extractor	5,1
— bandă cărbuni	3,1
— bandă liant	3,0
b) Pregătirea cărbunilor	
— bandă reversibilă	4,8
— concasor	4,5
— mese dozare	0,46
— siloz dozare	13,4
— siloz de șarjă	24,0
c) Pregătirea liantului	
— concasor	14,0
— dezintegrator	4,4
— siloz	19,0
— masă de dozare	4,1
Brichetarea	
— melc amestec	20,6
— dezintegrator	20,6
— elevator	16,6
— melc principal	14,6
— melc alimentare	20,6
— malaxor	20,6
— presă	12,3
— benzi transportoare	5,2
— rampă de răcire	21,0
Cocsificarea	
— elevator brichete crude	8,3
— vagon de încărcare a brichetelor	17,4
— cocsificare (două cuptoare cu 12 camere)	100
— chiblă	14,3
— rampă stingere	14,3
— transportor, elevator	8,1
— siloz expediție	50,0

Pe baza datelor din tabela 1 s-a alcătuit diagrama din figura 2 care ilustrează rezervele de capacitate ale agregatelor din fluxul tehnologic al stației de cocs brichete.

Din datele tabelei 1 rezultă următoarele concluzii :

— majoritatea utilajelor din fluxul de pregătire și brichetare prezintă rezervă de capacitate. Aceasta înseamnă că agregatele lucrează doar o parte din timp sau, în cazul cînd funcționează continuu, duc la cheltuieli și consumuri de energie suplimentară, încărcînd astfel prețul de cost ;

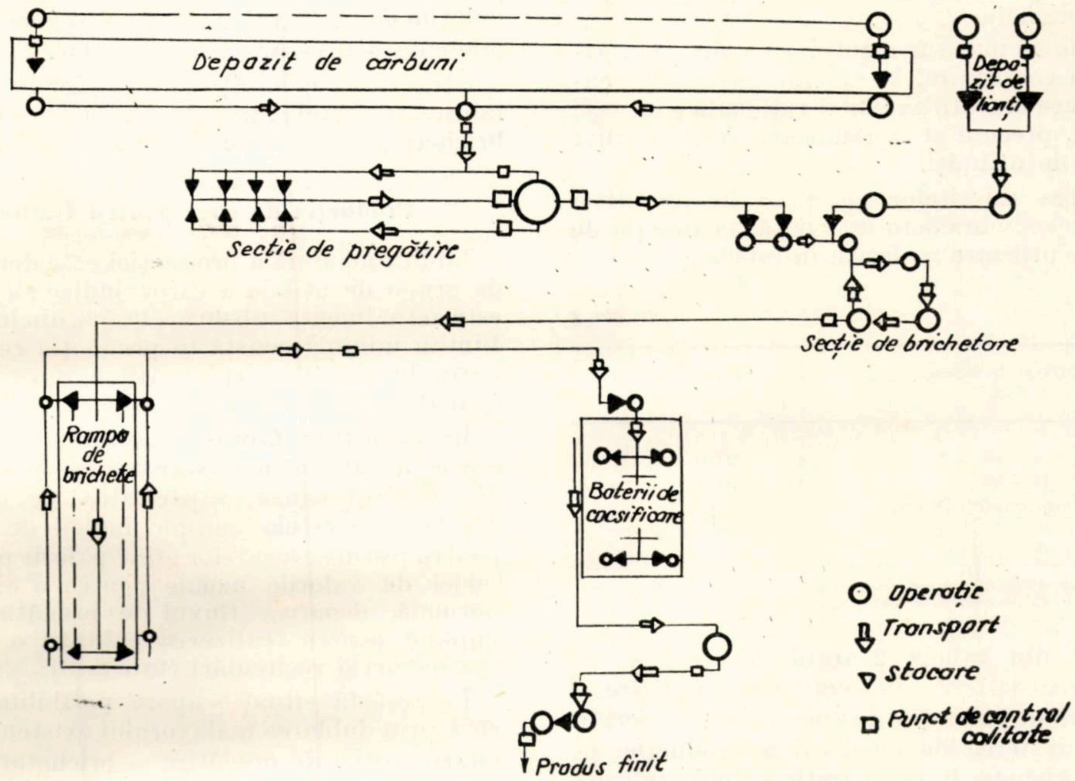

Depozit de cărbuni
Depozit de lianţi
Secţie de pregătire
Secţie de brichetare
Rampa de brichete
Baterii de cocsificare
Operaţie
Transport
Stocare
Punct de control calitate
Produs finit

Fig. 1. Organigrama fluxului tehnologic de producţie a cocsului brichete ICEM.

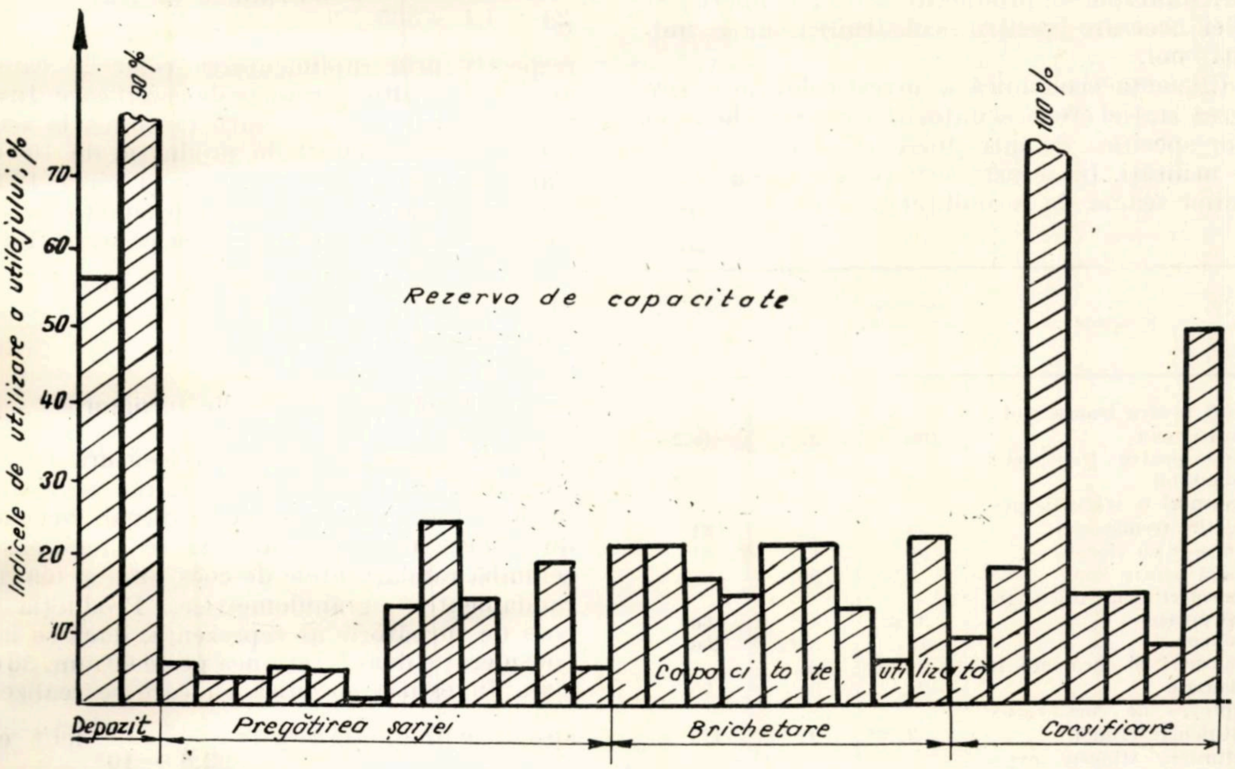


Fig. 2. Indicii de utilizare a agregatelor din fluxul tehnologic al staţiei de cocs brichete.

— bateria de cocsificare reprezintă strangularea principală a fluxului tehnologic al staţiei de cocs brichete.

Din cele de mai sus rezultă că mărirea capacităţii de cocsificare, la nivelul celei de pregătire, ar duce la o utilizare mai raţională a întregii instalaţii, precum şi la reducerea consumurilor specifice de utilităţi.

Ponderea diferitelor agregate în investiţia staţiei de cocs brichete este dată, în funcţie de indicii de utilizare realizaţi, în tabela 2.

Tabela 2

Indicele de utilizare, %	Participaţia la investiţie, %
0–10	24,0
10–20	21,5
peste 20* (cuptoarele de cocsificare)	54,5

* Depozitele şi silozurile au fost considerate de indicii de utilizare 10–20% rezerva de 12 – 15 zile prevăzută fiind exagerată.

Datele din tabela 2 arată că rezervele de capacitate, existente în secţiile de pregătire şi brichetare de la staţia de cocs brichete, permit practic creşterea de cinci ori a producţiei de şarjă şi brichete, în comparaţie cu cea realizată în 1967, şi de peste două ori a producţiei programate pentru 1970. În această situaţie este evident că investiţia specifică necesară realizării unui spor de producţie va fi mult inferioară celei necesare pentru construirea unor unităţi noi.

Eficienţa economică a investiţiilor în extinderea staţiei creşte şi datorită reducerii cheltuielilor specifice de întreţinere şi a consumurilor de utilităţi. În această situaţie vor fi analizate, ţinînd seama de posibilităţile reducerii importului de cocs prin producţia de cocs brichete, pentru diferitele variante de producţie, strangulările de pe fluxul tehnologic şi investiţiile suplimentare necesare eliminării lor.

Tabela 3

Agregatele	Capacitatea de producţie, t/h	Indicele de utilizare extensivă, %	Gradul de utilizare a capacităţii, %
Benzi pentru transportul cărbunilor	100	97	16,2
Bandă pentru transportul liantului	35	97	6,7
Transport în secţia de pregătire (remăcinări)	50	97	81
Concasor cu ciocane	80	82*	61
Moară pentru liant	2,5	97	95
Transporturi la brichetare şi presare	33,6	85*	60
Malaxor	10	85*	200
Transport şi încărcare în baterie	24	94	75
Cuptoare de cocsificare (brichete crude)	3,7**	97	475
Defurnare, stingere, expediţie cocs	17	90*	66

* Condiţii de lucru foarte grele.

** Calcul efectuat pentru cele două cuptoare cu 12 camere în funcţiune.

Utilizarea capacităţii agregatelor în condiţiile fabricării cocsului metalurgic la staţia de cocs brichete extinsă este prezentată în tabela 3.

Producţia de cocs pentru furnale

Limita maximă a producţiei este determinată de grupa de utilaje a căror indice de utilizare este actualmente sub 20% (45,5% din investiţie). Limita minimă constă în producţia ce se realizează în situaţia exploatării a două cuptoare (jumătate din capacitatea proiectată).

În condiţiile fabricării cocsului metalurgic creşte durata de malaxare a şarjei şi se reduce, din această cauză, capacitatea de malaxare. Dublarea acesteia apropie indicii de utilizare pentru restul agregatelor principale de pregătirea şarjei de valorile uzuale pentru o exploatare normală, deoarece fluxul de pregătire actual impune pentru realizarea calităţii o serie de remăcinări şi recirculări (tabela 3).

În această situaţie apare posibilitatea sporirii, prin dublarea malaxorului existent, a capacităţii secţiei de pregătire — brichetare la circa 150 — 170 de mii t/an brichete crude.

Cocsificarea acestora se poate face în :

$$\frac{170\,000 \times 14}{24 \times 4{,}1 \times 365} = 66 \text{ camere de cocsificare,}$$

respectiv prin suplimentarea celor 22 camere existente cu alte 44 camere de cocsificare. Investiţia suplimentară necesară (x) duce la asigurarea unei capacităţi de producţie de 100 000 t/an cocs metalurgic brichete şi circa 12 000 t/an cocs mărunt. Sporul de producţie se realizează cu o investiţie specifică cuprinsă între : $\frac{x}{81{,}3 \times 10^3}$ lei/t cocs metalurgic şi $\frac{x}{83 \times 10^3}$ lei/t cocs total.

Producţia de cocs de turnătorie

Consideraţiile efectuate în legătură cu pregătirea şi brichetarea şarjei rămîn aceleaşi ca în cazul fabricării cocsului de furnal. Necesarul de camere de cocsificare nu se modifică. Se schimbă randamentele de cocs total şi mai ales randamentele granulometrice. Producţia de cocs de turnătorie ar reprezenta, dacă se ia în consideraţie doar fracţiunea peste 60 mm, 36 000 t/an. Investiţia specifică cu care se realizează sporul de producţie este de $\frac{x}{22{,}8 \times 10^3}$ lei/t cocs turnătorie şi $\frac{x}{76 \times 10^3}$ lei/t cocs total.

Producția de cocs electrometalurgic

Tehnologia de fabricație se simplifică în acest caz mult, reducîndu-se numărul mare de remăcinări și durata de malaxare. Folosirea în plin a agregatelor de pregătire și brichetare ar permite fabricarea a circa 200 000 t/an brichete crude. Pentru comparație ea este considerată, ca și în cazul precedent, 170 000 t/an brichete crude cocsificate în același număr de camere. Se pot produce în felul acesta 115 000 t cocs brichete electrometalurgic (3 — 25 mm), sporul de producție față de capacitatea din 1967 realizîndu-se cu o investiție specifică de $\frac{x}{93 \times 10^3}$ lei/t cocs electrometalurgic.

Producția de cocs pentru anozi, electrozi și produse cărbunoase

Se consideră și în acest caz capacitatea limită a secțiilor de pregătire și brichetare la 170 000 t/an brichete crude din care s-ar putea obține 123 000 t cocs pentru produse cărbunoase. Investiția necesară pentru realizarea sporului de producție reprezintă $\frac{x}{101 \times 10^3}$ lei/t cocs brichete pentru anozi.

Comparînd investiția specifică necesară diferitelor variante de extindere a stației de cocs brichete și raportîndu-le la producția de cocs pentru furnale, rezultă datele din tabela 4, care indică ordinea soluțiilor din punctul de vedere al costului investiției. Datele din tabela 4 se referă la cocsul total și ascund faptul că din cauza randamentului granulometric investiția specifică este în cazul cocsului de turnătorie mai mare decît pentru oricare din celelalte variante.

Variantele 3 și 4 corespund unor investiții specifice aproape identice și oricum mai avantajoase decît variantele celelalte făcîndu-se abstracție de amploarea economiilor valutare.

Tabela 4

Varianta	Valoarea relativă a investiției, %
Fabricarea cocsului de furnal	100
Fabricarea cocsului de turnătorie	89
Producția de cocs electrometalurgic	75
Producția de cocs pentru anozi	70

Investiția necesară extinderii cuptoarelor de cocsificare la nivelul capacității celorlalte agregate (în prezent neutilizată) reprezintă 60% din investiția specifică necesară pentru o investiție nouă pe oricare din variantele analizate.

Față de cele rezultate din analiza efectuată se consideră pe deplin justificată extinderea stației la nivelul capacității instalației de pregătire — brichetare (circa 50% din utilaje), aceasta cu atît mai mult cu cît oricare din produsele analizate se fabrică din materie primă indigenă și contribuie la reducerea importului de cocs.

Avantajelor realizate prin sporul de producție li se adaugă economiile la prețul de cost (utilități, întreținere, costuri de exploatare), producția respectivă putînd fi realizată în toate cazurile cu același personal de exploatare. Capacitatea sporită a secției de fabricație creează premize favorabile pentru experimentările de lungă durată cu cocs brichete pentru furnal și permite acoperirea parțială a necesarului de cocs din sectoarele nemetalurgice ale industriei noastre.

Notă: Lucrarea a fost întocmită pe baza datelor din 1967. Între timp s-a mărit capacitatea de malaxare și s-au reconstruit cuptoarele 3 și 4 (total 22 camere). Cu capacitatea astfel creată și la prețul actual al cocsului metalurgic stația va aduce un aport valutar brut de circa 12 mil. lei/an.

◆

Cercetări privind stabilirea capacității de aglomerare a unor minereuri folosite în mod curent la fabricile de aglomerare din România

Ing. P. ȚOCU și Ing. P. IANACHE
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 662.785 (498)

RECHERCHES CONCERNANT L'ÉTABLISSEMENT DE LA CAPACITÉ D'AGGLOMÉRATION DE CERTAINS MINÉRAIS UTILISÉS COURAMMENT DANS LES FABRIQUES D'AGGLOMÉRATION DE ROUMANIE

En vue d'établir la capacité d'agglomération et de l'influence de la participation dans la recette d'agglomération de certains minérais utilisés couramment dans les fabriques d'agglomération des complexes sidérurgiques de Galați, Hunedoara et Reșița, on a effectué, dans une installation expérimentale de ICEM des agglomérations d'un seul minérai et des agglomérations de mélanges de minérais. Ainsi on a étudié, en phase de laboratoire et en phase pilote, des minérais à granulation réduite provenant de Krivoi-Rog, de l'Inde et d'Algérie et des concentrés de Căpuș.

INVESTIGATIONS REGARDING AGGLOMERATING CAPACITY OF SOME ORES IN CURRENT USE AT THE RUMANIAN AGGLOMERATING PLANTS

In view to establish agglomerating capacity and influence — as parts in the charge — of some ores in current use at the steel-plants Galați, Hunedoara and Reșița, agglomerations of one single ore and of ore mixtures with variable composition were performed at an experimental unit, of the Metallurgical Research Institute. Thus were investigated, on laboratory and pilot scale, small-size Krivoi-Rog, India and Algeria ores, and Căpuș concentrates.

Prin capacitatea de aglomerare a unui minereu se înțelege ansamblul de proprietăți fizicochimice care influențează parametrii de aglomerare ai acestuia și determină, în final, consumul de combustibil necesar și productivitatea agregatului de aglomerare. Capacitatea de aglomerare este determinată în principal de compoziția chimică, structura mineralogică și granulometria materialului.

În această lucrare sînt prezentate rezultatele experimentărilor efectuate în fază laborator și pilot cu minereu Krivoi-Rog, indian, algerian și cu concentrat Căpuș — materiale folosite în mod curent la fabricile de aglomerare de la C.S.G., C.S.H. și C.S.R.

În vederea stabilirii capacității de aglomerare și influenței participării în rețeta de aglomerare a minereurilor menționate s-au efectuat atît aglomerări ale cîte unui singur minereu, cît și aglomerări ale amestecurilor celor patru minereuri, dozate în procente variabile. Aglomerările s-au efectuat la o instalație experimentală tip cutie pătrată cu suprafața de aspirație de 320 × 330 mm, conform metodologiei prezentate în publicații anterioare [1].

Rezistența mecanică a aglomeratului s-a determinat în toba Micum 1/4 pe o probă de 15 kg aglomerat de granulație peste 10 mm, rezistența fiind indicată de fracția sub 5 mm, exprimată în procente. Durata încercării a fost de 3 min.

Determinarea reductibilității aglomeratului s-a efectuat pe o probă de material de granulație 5 — 8 mm, după metoda ICEM [2].

Compoziția chimică a materiilor prime folosite este dată în tabela 1, iar compoziția granulometrică, în figurile 1 și 2.

Tabela 1

Materialul	Compoziția chimică, %								
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	FeO	Fe	Mn	S	P.C.
Minereu Krivoi-Rog	24,07	8,95	urme	0,50	0,82	47,32	0,12	0,043	3,04
Minereu indian	2,89	5,62	2,17	0,76	2,30	58,37	1,15	0,055	6,09
Minereu algerian	3,01	2,47	3,80	1,44	1,07	58,18	1,87	0,052	10,83
Concentrat Căpuș	8,62	7,50	14,48	1,58	0,50	35,56	0,12	0,072	20,56
Praf de furnal	9,25	1,47	6,66	2,78	5,80	28,44	0,63	0,780	—
Calcar	0,99	0,78	51,45	1,00	—	—	—	0,032	43,35
Cocs (cenușă)	23,16	9,00	4,29	urme	—	39,37	0,64	urme	—
Analiza tehnică a cocsului	A^{anh}	V^{anh}	C_{fix}^{anh}						
	14,38	1,18	84,44						

Fig. 1, *a*

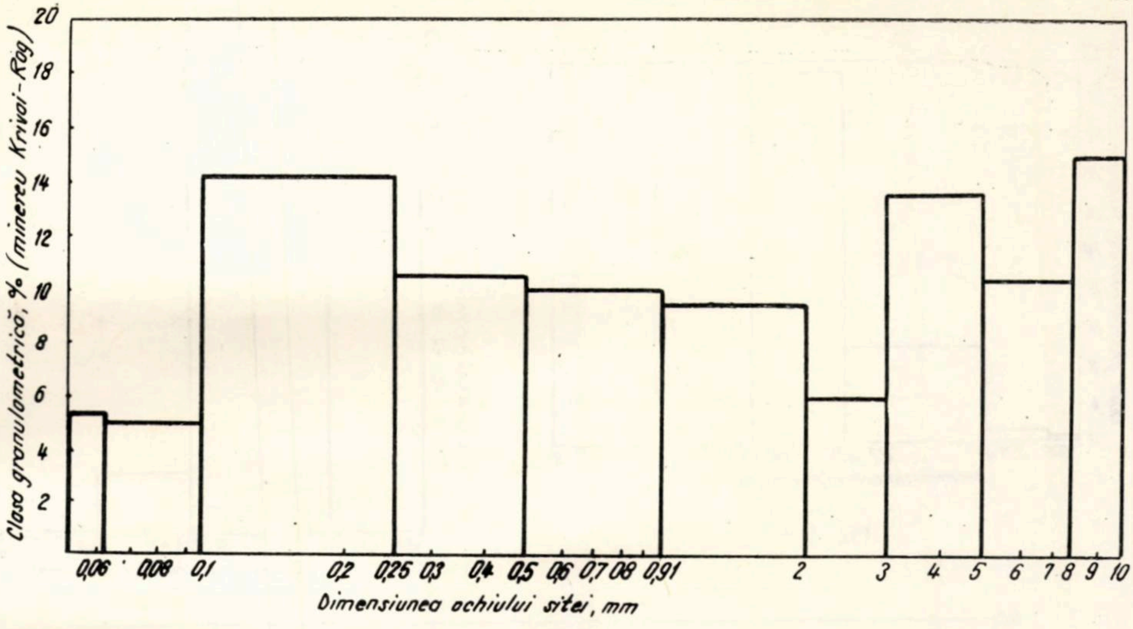


Fig. 1, *b*

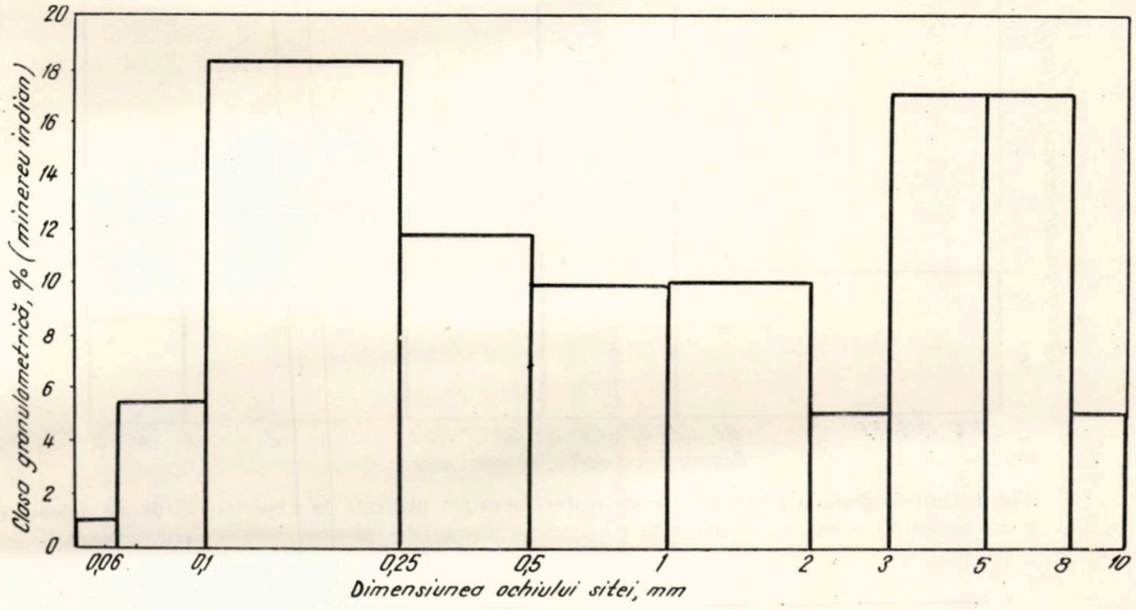
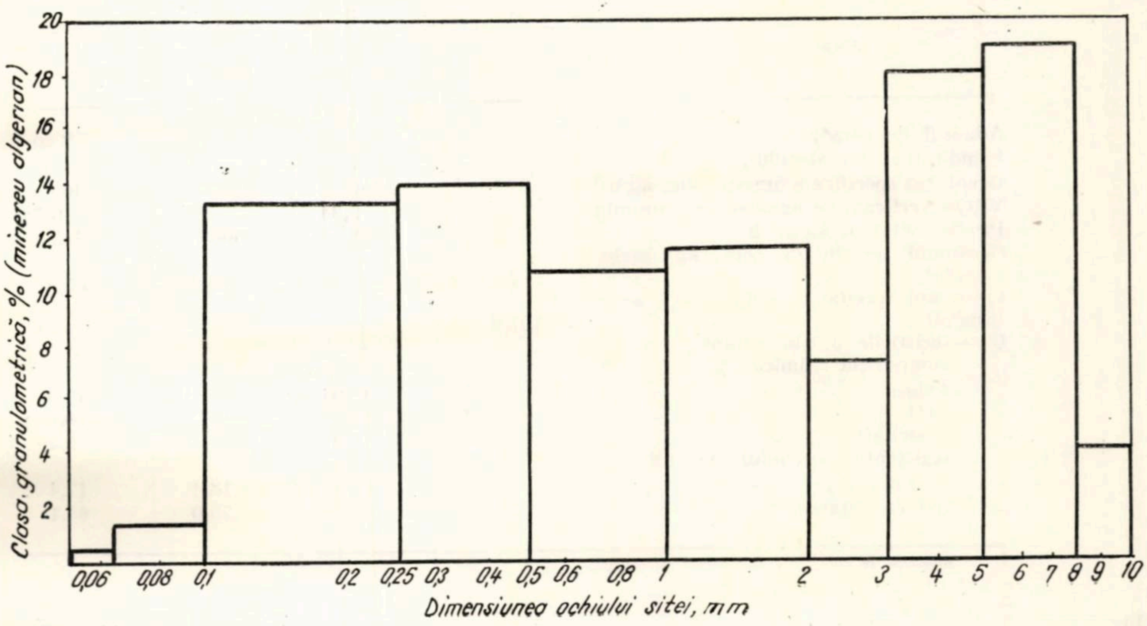


Fig. 1, *c*



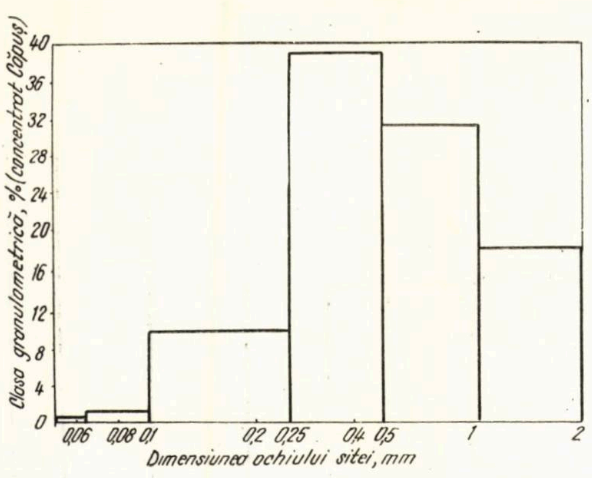


Fig. 1, d

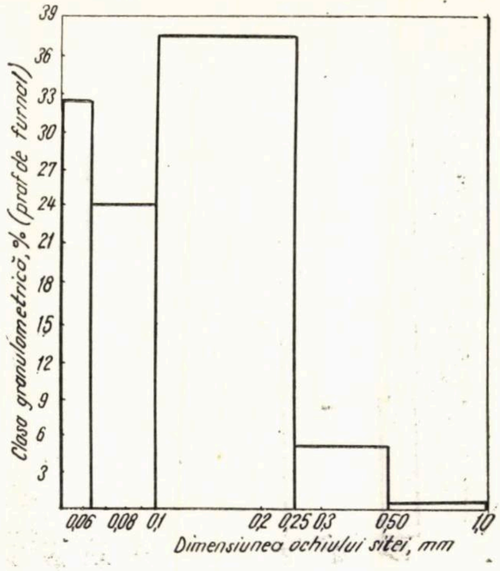


Fig. 1, e

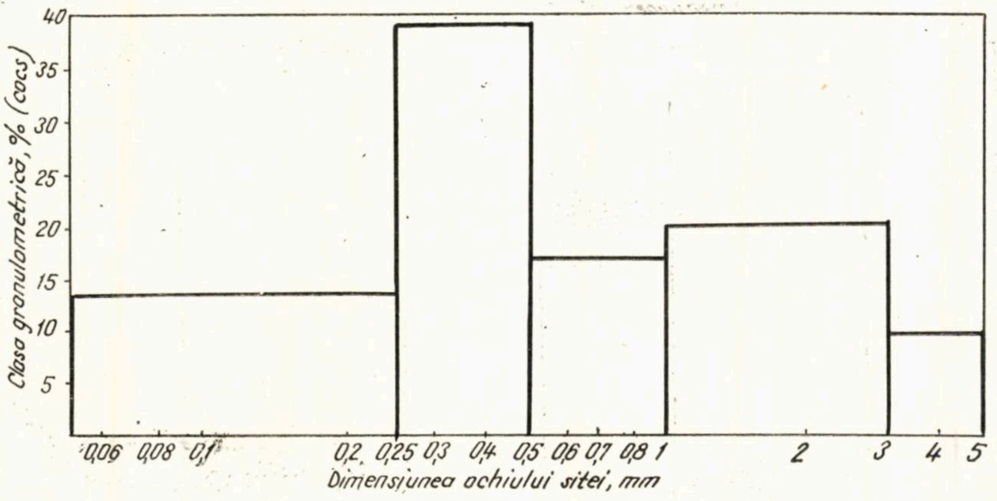


Fig. 1, f

Fig. 1. Curbele granulometrice simple ale materiilor prime utilizate la experimentările de aglomerare: *a* – minereu Krivoi-Rog; *b* – minereu indian; *c* – minereu algerian; *d* – concentrat Căpuș; *e* – praf de furnal; *f* – cocs.

Tabela 2

Caracteristicile	Minereul			
	Krivoi-Rog	Indian	Algerian	Căpuș
Adaosul de cocs*, %	4,85	3,17	7,35	7,80
Umiditatea amestecului, %	5,1	7,5	9,5	8,5
Greutatea specifică a amestecului, kg/m^3	2 310	2 450	2 423	1 930
Viteza verticală de aglomerare, mm/min	9,34	9,34	7,00	10,78
Productivitatea, kg/m^2·h	754	821	606	635
Consumul specific de cocs, kg/t aglomerat	57,65	37,25	82,40	105,35
Consumul specific de calcar, kg/t aglomerat	407,0	199,3	—	43,1
Caracteristicile aglomeratului:				
— compoziția chimică, %				
Fe_{total}	44,12	53,98	62,50	43,97
FeO	10,42	10,85	16,21	18,60
— bazicitatea	1,21	1,21	1,19	1,20
— rezistența mecanică la tobă (−5 mm), %	16,7	16,5	18,4	17,4
— reductibilitatea, %	79,3	75,2	75,0	65,1

* Raportat la cantitatea (minereuri + calcar).

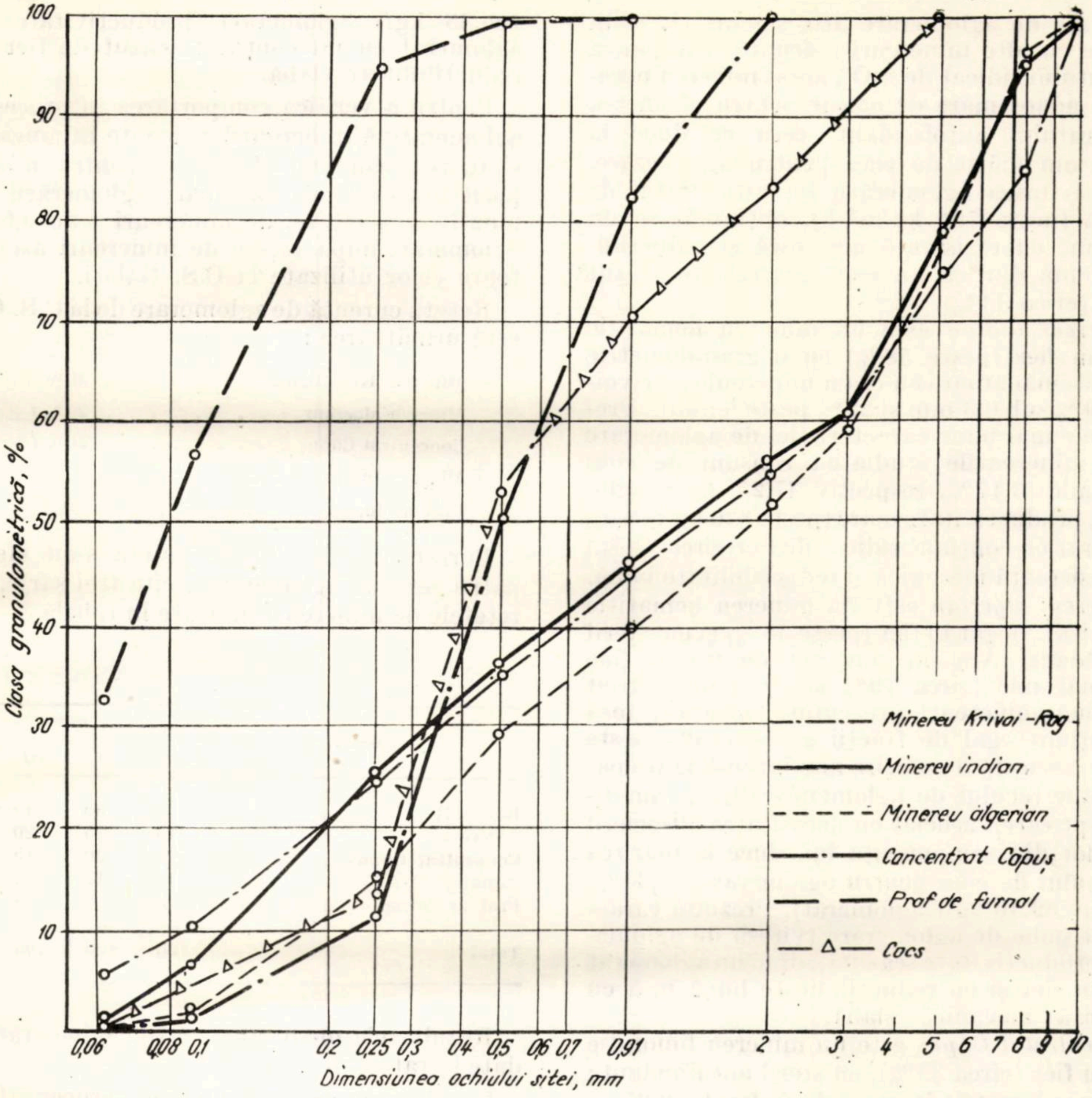


Fig. 2. Curbele granulometrice cumulate ale materiilor prime utilizate la experimentările de aglomerare.

Pentru a stabili comportarea în procesul de aglomerare a fiecăruia dintre minereurile studiate s-au efectuat aglomerări cu cîte un singur minereu, căruia i s-a adăugat în amestec cocs, pînă la echilibrarea returului, şi calcarul necesar obţinerii unor aglomerate cu bazicitate de circa 1,2 (minereul algerian s-a aglomerat fără adaos de calcar, fiind autofondant).

Curbele de echilibrare a returului pentru fiecare minereu sînt redate în figura 3, iar rezultatele medii ale aglomerărilor cu returul echilibrat (Retur rezultat/Retur introdus = 1,0) sînt centralizate în tabela 2 (fiecare cifră reprezentînd media a treia şarje).

Din datele prezentate în tabelele 1 şi 2 şi în figurile 1 — 3 rezultă următoarele caracterizări ale minereurilor studiate, din punct de vedere al comportării lor în procesul de aglomerare cu un singur component în amestec :

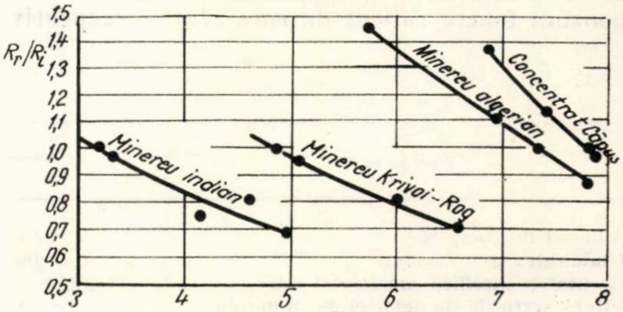


Fig. 3. Echilibrarea returului în funcţie de adaosul de combustibil în amestecul de aglomerare.

Minereul Krivoi-Rog este un minereu hematitic cu un conţinut mediu de fier (circa 47%). Este format atît din fracţii fine (circa 28% sub 0,3 mm), cît şi din fracţii grobe (circa 25% peste 5 mm), caracteristică care justifică buna lui capacitate de aglomerare atît singur, cît şi în amestec cu alte minereuri mărunte. Din cauza conţinutului ridicat de SiO_2, acest minereu necesită un adaos mare de calcar pentru obţinerea aglomeratului autofondant, ceea ce duce la un consum mărit de cocs pentru aglomerare. Productivitatea aglomerării lui este destul de ridicată (peste 750 kg/m²·h), obţinîndu-se un aglomerat cu rezistenţă mecanică şi reductibilitate bună dar cu un conţinut relativ scăzut de fier (circa 44%).

Minereul indian este un minereu hematitic bogat în fier (peste 58%) cu o granulometrie foarte asemănătoare cu cea a minereului Krivoi-Rog (29% sub 0,3 mm şi 22% peste 5 mm). Prezintă cele mai bune caracteristici de aglomerare dintre minereurile studiate: consum de cocs foarte mic (3,17%, respectiv 37,25 kg/t aglomerat), productivitate mare (peste 820 kg/m²·h), aglomerat cu conţinut ridicat de fier(circa 54%) şi cu rezistenţă mecanică şi reductibilitate bună.

Minereul algerian este un minereu hematitic limonitizat, bogat în fier (peste 58%) şi cu steril autofondant. Are un conţinut de fracţii fine ceva mai mic (circa 19% sub 0,3 mm) decît cele două minereuri prezentate anterior, însă un conţinut egal de fracţii grobe (23% peste 5 mm). Necesită o umezire mai intensă la prepararea amestecului de aglomerare (9,5% umiditate) fapt care, asociat cu necesitatea disocierii hidraţilor din componenţa lui, duce la mărirea consumului de cocs pentru aglomerare (7,35%, respectiv 82,40 kg/t aglomerat). Prezintă caracteristici slabe de aglomerare (viteză de aglomerare şi productivitate scăzută), dînd un aglomerat bogat în fier şi cu reductibilitate bună însă cu rezistenţă mecanică slabă.

Concentratul Căpuş este un minereu limonitic sărac în fier (circa 35%), cu steril autofondant; are o granulometrie foarte strînsă (fracţia 0,25 — — 1 mm reprezintă peste 70 %). Acest material are cele mai slabe caracteristici de aglomerare: consum foarte ridicat de cocs (7,8%, respectiv 105,35 kg/t aglomerat), productivitate mică, aglomerat cu un conţinut scăzut de fier şi cu reductibilitate slabă.

Pentru a verifica comportarea în procesul de aglomerare a minereurilor dozate în amestecuri similare celor industriale şi pentru a studia posibilitatea îmbunătăţirii aglomerării prin modificarea reţetei de minereuri s-au efectuat aglomerări după reţete de minereuri asemănătoare celor utilizate la C.S. Galaţi.

Reţeta curentă de aglomerare de la C.S. Galaţi este următoarea:

— Minereu Krivoi-Rog	40% (± 10%);
— Minereu algerian	20% (± 5%);
— Concentrat Căpuş	20% (± 5%);
— Minereu indian	12%;
— Praf de furnal	8%.

Pornind de la această reţetă s-au efectuat patru serii de aglomerări a cîte trei şarje, după reţetele de minereuri indicate în tabela 3.

Tabela 3

Minereul	Seria I	Seria II	Seria III	Seria IV
Krivoi-Rog	45	35	45	35
Algerian	15	25	20	20
Concentrat Căpuş	20	20	15	25
Indian	12	12	12	12
Praf de furnal	8	8	8	8
Total:	100	100	100	100

Rezultatele medii ale acestor aglomerări sînt date în tabela 4.

Se observă că prin mărirea procentului de minereu algerian în reţeta de aglomerare (de la 15 la 25%), micşorînd corespunzător procentul de minereu Krivoi-Rog şi menţinînd constantă

Tabela 4

Caracteristici	Seria I	Seria II	Seria III	Seria IV
Adaosul de cocs, %	5,61	5,95	5,70	5,99
Umiditatea amestecului, %	7,00	7,54	7,00	7,51
Greutatea specifică amestec, kg/m³	2 259	2 276	2 282	2 259
Viteza verticală de aglomerare, mm/min	9,18	8,75	8,89	9,03
Productivitatea, kg/m²·h	704	674	701	698
Consum specific de cocs, kg/t aglomerat	69,6	72,9	68,8	73,0
Caracteristicile aglomeratului:				
— compoziţia chimică, %				
Fe_{total}	48,42	50,45	49,41	49,46
FeO	12,71	13,36	12,60	13,47
— bazicitatea	1,19	1,19	1,23	1,18
— rezistenţa mecanică la tobă (— 5 mm), %	17,0	17,7	17,3	17,0
— reductibilitatea, %	76,2	74,7	76,2	75,1

proporţia celorlalte minereuri a fost necesar, pentru echilibrarea returului, să se mărească consumul de cocs de la 5,61 la 5,95%, respectiv de la 69,9 la 72,9 kg/t aglomerat (seriile I şi II). Totodată a scăzut viteza de aglomerare iar productivitatea s-a micşorat cu 4,26% pentru aproximativ aceeaşi calitate a aglomeratului produs. Singurul avantaj al acestei modificări în reţetă l-a constituit mărirea conţinutului de fier în aglomerat de la 48,42 la 50,45% datorită conţinutului de fier mai ridicat al minereului algerian în raport cu minereul Krivoi-Rog înlocuit.

În mod similar, înlocuirea minereului Krivoi-Rog cu concentrat Căpuş (seriile III şi IV) a dus la mărirea consumului de cocs de la 5,70 la 5,99, respectiv de la 68,8 la 73,0 kg/t aglomerat, productivitatea şi calitatea aglomeratului produs rămînînd practic constante.

Din aceste serii de aglomerări a reieşit că minereurile studiate îşi păstrează şi în amestec capacităţile de aglomerare stabilite individual, parametrii de aglomerare modificîndu-se proporţional cu variaţia procentului minereului respectiv în reţeta de aglomerare.

Din punct de vedere al structurii mineralogice toate sorturile de aglomerate produse sînt asemănătoare datorită compoziţiei mineralogice comune a tuturor minereurilor studiate (hematite hidratate sau nehidratate) şi în special datorită aglomerării într-un regim termic menţinut constant pentru toate seriile de experimentări, în vederea echilibrării returului şi obţinerii unor aglomerate cu aceleaşi caracteristici (bazicitate, rezistenţă mecanică şi reductibilitate). Componenţii principali ai aglomeratului produs sînt: hematitul primar (25—50%) rămas netransformat din granulele mai mari de minereu în zonele cu deficit de cocs, magnetitul secundar (20—60%), apărut în urma disocierii sau reducerii hematitului primar, feriţii de calciu (20 — 30%), toţi aceşti componenţi fiind cristalizaţi într-o masă de silicaţi şi ferosilicaţi de calciu în stare cristalizată sau sticloasă. Nu s-a găsit faialit în nici una din probele studiate (acest compus apare în mod frecvent numai la aglomerate de bazicitate sub 0,4).

Concluzii

Datorită caracteristicilor chimico-mineralogice şi granulometrice corespunzătoare, minereurile Krivoi-Rog şi indian au o foarte bună capacitate de aglomerare, mărirea ponderii lor în reţeta de minereuri ducînd la îmbunătăţirea parametrilor de aglomerare (consum specific de cocs, productivitate) şi la îmbunătăţirea calităţii aglomeratului produs (granulometrie, rezistenţă mecanică). Din contră, concentratul Căpuş şi minereul algerian înrăutăţesc procesul de aglomerare, iar ponderea lor în reţeta de minereuri trebuie să fie micşorată la limita inferioară posibilă de realizat în condiţiile de aprovizionare cu minereuri mărunte ale uzinelor din România.

BIBLIOGRAFIE

[1] Avram C., Ţocu P. ş. a. Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 249—255.

[2] Ţocu P. Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 269—271.

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M.I.M.

CZ : 338.58
Rummel K.
EINHEITLICHE KOSTENRECHUNG
(Calculul unitar al cheltuielilor)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1967, p. 235
Bibl. M.I.M. – 3142

CZ : 519.2 : 338.062
Kaufmann A. şi *Desbazeille G.*
LA MÉTHODE DU CHEMIN CRITIQUE
(Metoda drumului critic)
Paris. Ed. Dunod, 1966
Bibl. I.P.L

CZ : 338.062
Simeray J. P.
LA STRUCTURE DE L'ENTREPRISE
(Structura întreprinderii)
Paris, Entreprise moderne d'édition, 1966
Bibl. C.S.R.

CZ : 338.061
Chapuis F.
GUIDE PRATIQUE DU CHEF
(Ghidul practic al conducătorului)
Paris, Les éditions d'organisation, 1965
Bibl. C.S.R

CZ : 338.062
Sintot W.
COMMENT CONCEVOIR ET EXPLOITER LE TABLEAU DE BORD DE L'ENTREPRISE
(Cum trebuie conceput şi exploatat tabloul de bord al unei întreprinderi).
Vol. I şi II.
Paris, Entreprise moderne d'édition, 1965
Bibl. C.S.R.

CZ 331.87
Hennecke A.
DIE VERFAHREN DER ARBEITSBEWERTUNG
(Procedeele de estimare a activităţii)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1965, 114 p.
Bibl. M.I.M. – 3137.

CZ 338.062
Boulle A.
LE CHEF ET SES HUIT METIERS
(Şeful şi cele 8 meserii ale lui)
Paris, Entreprise moderne d'édition, 1964
Bibl. C.S.R.

CZ : 519.2 : 338.062
LA MÉTHODE PERT
(Metoda PERT)
Paris, Entreprise moderne d'édition, 1964
Bibl. I.P.L.

Contribuţii la valorificarea wolframului din concentratele de sheelit indigene

Dr. ing. T. SEGĂRCEANU, ing. GALINA FRUMOSU şi ing. VALENTINA ALEXANDRESCU
Institutul de metale neferoase şi rare

CZ 669.273

CONTRIBUTIONS À LA VALORIFICATION DU WOLFRAM CONTENU DANS LES CONCENTRÉS SHÉELITIQUES INDIGÈNES

L'ouvrage a pour but d'étudier les conditions de la décomposition du concentré shéelitique provenant du Centre de recherches minières — Baia Mare, aves l'obtention de l'acide wolframique.

On a étudié les conditions d'équilibre du système hétérogène $CaWO_4+2HNO_3 \rightleftharpoons H_2WO_4+Ca(NO_3)_2$.

On a établi que l'état d'équilibre de la réaction se réalise après 45 h, à la temperature de 80°C. La valeur élevée de la constante d'équilibre (757) de la réaction montre que du point de vue thermodynamique la décomposition presque totale du shéelit à l'aide de l'acide azotique est possible et que si l'on ajoute un petit excès de HNO_3 *au-dessus de la quantité théoriquement nécessaire, il se forme du* H_2WO_4.

La décomposition à l'aide de l'acide azotique du concentré provenant du Centre de recherches minières — Baia Mare a été étudiée par lessivage avec agitation habituelle ainsi que dans des moulins à billes et l'on a obtenu lors de la réalisation du processus dans des moulins à billes un degré de décomposition élevé, de 97 á 99 %, dans les conditions de lessivage : excès de HNO_3 *160%; durée 5 à 6 h; dilution* HNO_3, *1:2,5.*

CONTRIBUTIONS TO WOLFRAM PROCESSING OUT OF NATIVE SHEELITE CONCENTRATES

The paper studies conditions for decomposition of a sheelite concentrate from the Mining Research Center in Baia Mare, in view to obtain wolframic acid.

Equilibrium conditions for the $CaWO_4+2HNO_3 \rightleftharpoons H_2WO_4+Ca(NO_3)_2$ *heterogeneous system were studied.*

It was established that an equilibrium for the reaction is attained after 45 h at a temperature of 80°C. The high value of the equilibrium constant of the reaction (757) emphasizes that it is thermodynamically possible to obtain an almost complete decomposition of sheelite by nitric acid, with development of H_2WO_4, *at a small excess of* HNO_3 *above the theoretical necessary quantity.*

Decomposition with nitric acid of the sheelite concentrate from the Mining Research Center in Baia Mare was studied by lyeing with normal or ball-mill stirring; in the latter case a higher decomposition degree was obtained (97—99%) when using following lyeing: HNO_3 *excess—160%; processing time 5—6 h;* HNO_3 *dilution 1+2.5.*

În bazinul minier Baia-Mare, zona zăcămîntului polimetalic Baia-Sprie, în sterilul flotaţiei s-a identificat prezenţa sheelitului şi a wolframitului în cantităţi susceptibile de a fi valorificate. Din acest steril cu un conţinut iniţial de wolfram de 0,04—0,06 % W, Centrul de cercetări miniere Baia-Mare a obţinut un concentrat de sheelit cu compoziţia : 40,9 %W ; 10,68 % Ca ; 8,14 % Fe ; 5,8 % Ba ; 3,89 % S_{tot}; 0,19 % SO_4 legat de Ca ; 7,97 % SO_4 legat de Ba ; 2,18 % SiO_2.

Prezenta lucrare îşi propune drept scop studiul condiţiilor de prelucrare a acestor concentrate printr-o tehnologie adaptabilă unui nivel de producţie relativ scăzut, specific României.

Prelucrarea concentratelor de wolfram se realizează în prezent atît prin procedee alcaline pirometalurgice sau hidrometalurgice, cît şi prin procedee acide. Procedeele alcaline, atît în varianta pirometalurgică, cît şi în cea hidrometalurgică sub presiune, se deosebesc printr-un număr mare de operaţii tehnologice (10—12), ceea ce duce inerent la însemnate pierderi de wolfram, precum şi la o creştere corespunzătoare a cheltuielilor de producţie şi de investiţie.

Descompunerea sheelitului cu acid clorhidric este o tehnologie simplă, cu numai trei operaţii tehnologice, care asigură obţinerea unui produs final de aceeaşi puritate cu cel obţinut în procedeele alcaline. Această tehnologie are însă o deficienţă majoră, care constă în aceea că, acidul clorhidric concentrat folosit pentru descompunerea sheelitului este un mediu deosebit de corosiv. Din această cauză, procedeul nu a căpătat extinderea scontată, aplicarea sa fiind posibilă la numai cîteva firme din străinătate, care dispun de aliaje şi materiale speciale, rezistente la coroziune.

Un progres important în dezvoltarea și perfecționarea procedeului acid a fost făcut de Sapiro K. I. [1] care propune utilizarea acidului azotic în loc de acid clorhidric, în acest caz devenind posibilă utilizarea unor vase de reacție confecționate din V_2A. După datele acestei lucrări rezultă că, folosind concentrate de sheelit cu 51,6 — 56 % WO_3, la un consum de acid azotic de 350 — 470 % și o durată de reacție de 4—5 h, s-a realizat un randament de descompunere a sheelitului de 98 %. Deosebit de importantă în acest proces este concentrația acidului azotic, cele mai bune rezultate obținîndu-se la 310 — 370 g/l / HNO_3 (o parte acid azotic la 2,5 — 3 părți apă).

Principalul neajuns al acestui procedeu este consumul foarte mare de reactiv. Necesitatea unui exces atît de mare de acid azotic poate fi determinată atît de condițiile echilibrului termodinamic al reacției de descompunere cu acid azotic, cît și de cinetica acestui proces, importanța acesteia din urmă fiind semnalată și de alți autori [2].

Pentru a determina care este factorul dominant în procesul de descompunere a sheelitului cu acid azotic s-a considerat util studiul echilibrului reacției :

$$CaWO_4 + 2HNO_3 \rightleftharpoons H_2WO_4 + Ca(NO_3)_2 \quad (1)$$

Deoarece în literatură lipsesc datele necesare pentru calcularea energiei libere a sistemului arătat, s-a determinat experimental constanta de echilibru a reacției (1).

Echilibrul reacției (1) s-a determinat prin tratarea în timp a sheelitului cu acid azotic și prin tratarea acidului wolframic cu azotat de calciu.

Soluțiile cu care s-a lucrat au fost suficient de diluate, fapt care a permis să se considere constanta de echilibru a reacției (1) determinată de raportul concentrațiilor molare :

$$K_{(1)} = \frac{[Ca(NO_3)_2]}{[HNO_3]^2} \, \frac{[H_2WO_4]}{[CaWO_4]}$$

Dacă se consideră în expresiile vitezelor de reacție directă și inversă :

$$v_d = k_1' \cdot [CaWO_4] \, [HNO_3]^2$$

$$v_1 = k_2' \cdot [H_2WO_4] \, [CA(NO_3)_2]$$

concentrațiile fazelor solide $[CaWO_4]$ și $[H_2WO_4]$ constante, se obține :

$$v_d = k_1 \cdot [HNO_3]^2$$
$$v_i = k_2 \cdot [Ca(NO_3)_2]$$

Cînd sistemul atinge starea de echilibru, vitezele reacției directe și ale celei inverse vor fi egale între ele ca mărime absolută, adică :

$$k_1 \cdot [HNO_3]^2 = k_2 \, [Ca(NO_3)_2]$$

de unde :

$$\frac{k_1}{k_2} = \frac{[Ca(NO_3)_2]}{[HNO_3]^2}$$

În prezenta lucrare s-a determinat variația în timp a acestui raport care, la echilibru reprezintă chiar valoarea reală a constantei de echilibru a reacției (1), adică :

$$K = \frac{k_1}{k_2}$$

Studiul reacției directe și inverse

Pentru experiențe s-a folosit sheelit sintetic, obținut prin sinteza trioxidului de wolfram și a oxidului de calciu de puritate p. a. Oxizii s-au omogenizat, apoi s-au brichetat la presiunea de 2 tf/cm ^{2}. Brichetele obținute au fost calcinate la temperatura de 1 000°C, timp de 2 h. Produsul rezultat a fost analizat chimic și roentgenografic, ambele analize indicînd formarea sheelitului.

Probele de 10 g $CaWO_4$ sintetic, mojarate în prealabil, s-au supus leșierii cu 175 cm ^{3} soluție 2 % HNO_3 (cantitatea de HNO_3 este apropiată de cea stoechiometric necesară).

S-a studiat mersul reacției în următoarele condiții :

a) fără agitare, la temperatura camerei (20°C) ;

b) cu agitare și încălzire la 80°C termostatat.

a) Rezultatele experiențelor (tabela 1) efectuate fără agitare, la temperatura camerei, prin menținerea probelor de sheelit cu acid azotic în baloane cu dop rodat, închise etanș pentru a păstra volumul soluției constant, arată o variație mică a *p*H-ului și lipsa ionilor de calciu în soluție, ceea ce indică faptul că, în aceste condiții, reacția de descompunere nu are loc

Tabela 1

Durata reacției, h	*p*H
0	0,8
24	0,75
48	0,8
72	0,78

b) Experiențele cu agitare și încălzire s-au efectuat într-un „balon de sulfonare”, care reprezintă un vas de sticlă cu trei orificii : prin orificiul central se introduce un agitator acționat de un micromotor, în unul din orificiile laterale se instalează un refrigerent, iar în celălalt, după introducerea probelor, un termometru. Balonul a fost termostatat la 80°C. S-a ales temperatura de 80°C, după ce în prealabil s-a verificat că pH-ul soluţiei de 2 % HNO_3 nu se modifică după menţinere timp de 15 h în condiţii identice cu cele în care se vor efectua experienţele.

După leşierea probelor de sheelit sintetic cu acid azotic, în condiţii constante de temperatură (80°C) şi agitare la o durată propusă, soluţia s-a filtrat, s-a adus la volumul iniţial de 175 cm^3 (o parte foarte mică de soluţie s-a evaporat datorită imposibilităţii etanşării complete a sistemului) şi s-a determinat pH-ul şi conţinutul de Ca în g/l.

Rezultatele experienţelor sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Substanţe iniţiale		Temperatura, °C	Durata, h	Soluţie obţinută		$k_1 : k_2$
$CaWO_4$, g	Soluţie 2% HNO_3, cm^3			V, cm^3	pH	
10	175	80	iniţial	175	0,513	—
10	175	80	7	175	1,04	26
10	175	80	19	175	1,17	53
10	175	80	30	175	1,7	721
10	175	80	45	175	1,71	757
10	175	80	70	175	1,711	756

c) Reacţia inversă a fost studiată folosind acid wolframic proaspăt preparat şi o soluţie de azotat de calciu de concentraţie apropiată celei rezultate la reacţia directă la echilibru.

Acidul wolframic a fost preparat din wolframat de sodiu de puritate p. a., prin tratare cu acid clorhidric, în următoarele condiţii: temperatura, 80 — 90°C; aciditatea iniţială, 25 %; aciditatea finală, 7 %.

Acidul wolframic obţinut a fost filtrat şi spălat pe filtru pînă la eliminarea completă a ionilor de clor, după care s-a uscat la 120—150°C.

Experienţele s-au efectuat cu probe de 10 g H_2WO_4 şi 210 cm^3 soluţie Ca (NO_3). Cantitatea de $Ca(NO_3)_2$ corespunzătoare acestui volum de soluţie reprezintă cantitatea teoretic necesară conform reacţiei (1) în balonul de sulfonare în condiţii de agitare şi încălzire.

Rezultatele experienţelor sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Substanţe iniţiale		Temperatura, °C	Durata, h	Soluţie obţinută		$k_2 : k_1$
H_2WO_4, g	Soluţie $Ca(NO_3)_2$, cm^3			V, cm^3	pH	
10	210	80	iniţial	210	6,27	—
10	210	80	7	210	2	3 730
10	210	80	19	210	1,91	2 450
10	210	80	30	210	1,68	831
10	210	80	45	210	1,66	755
10	210	80	70	210	1,66	756

Determinările experimentale ale constantei de echilibru a reacţiei directe şi inverse au arătat că starea de echilibru se realizează după 45 h.

În figura 1 se arată variaţia în timp a raportului constantelor vitezelor de reacţie pentru reacţia directă şi inversă, iar în figura 2, variaţia pH-ului în timp, care precizează, de asemenea, că după 45 h s-a realizat echilibrul reacţiei.

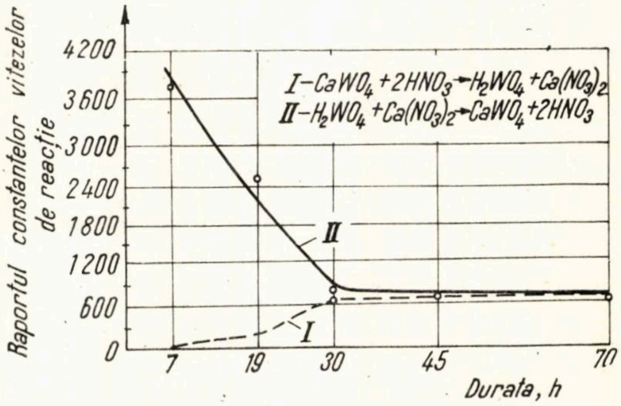


Fig. 1. Variaţia în timp a raportului constantelor vitezelor de reacţie:

I — $CaWO_4 + 2HNO_3 \rightarrow H_2WO_4 + Ca(NO_3)_2$; II — $H_2WO_4 + Ca(NO_3)_2 \rightarrow CaWO_4 + 2HNO_3$.

Valoarea mare a constantei de echilibru a reacţiei (1) arată că reacţia de descompunere a sheelitului cu acid azotic este deplasată spre formarea H_2WO_4. Rezultă că deficienţele realizării practice a descompunerii acide a sheelitului (grad de descompunere mic, consum mare de HNO_3) sînt determinate de condiţiile cinetice ale reacţiei, probabil prin formarea şi depunerea peliculei pasive de H_2WO_4 pe particulele de sheelit. Aceasta explică de ce la temperatura camerei reacţia practic nu are loc, în timp ce la 80—100°C descompunerea sheelitului are loc în mod satisfăcător.

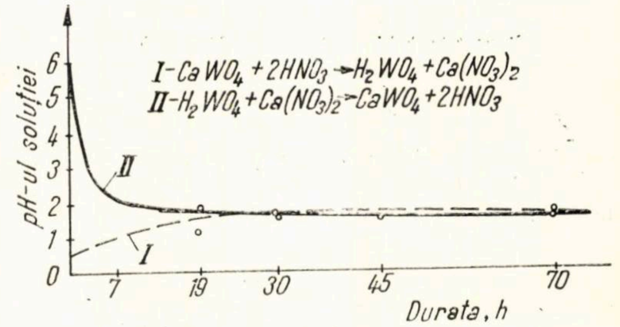


Fig. 2. Variaţia în timp a pH-ului soluţiei reacţiei:

I — $CaWO_4 + 2HNO_3 \rightarrow H_2WO_4 + Ca(NO_3)_2$; II — $H_2WO_4 + Ca(NO_3)_2 \rightarrow CaWO_4 + 2HNO_3$.

O situaţie analogă a fost sesizată în lucrările lui Meerson şi Havski la descompunerea sheelitului cu HCl.

Studiul descompunerii sheelitului cu acid azotic a fost efectuat în aparatură cu diferite sisteme de agitare, şi anume:

— într-un reactor de sticlă, cu agitator cu palete;

— într-o moară cu bile, închisă ermetic.

Primul tip de aparat a fost compus dintr-un vas de sulfonare Yena cu trei căi, de tipul celui descris anterior. Încercările în acest tip de aparat s-au efectuat pe probe de 100 g concentrat, care au fost introduse în vasul cu soluţia de lucru (acid azotic + apă) la 80—90°C, treptat, sub agitare continuă. Temperatura constantă în timpul reacţiei (100°C) a fost menţinută cu ajutorul unui termostat.

În vederea stabilirii condiţiilor optime de descompunere a sheelitului s-au studiat următorii parametri: durata reacţiei; consumul de acid azotic; diluţia acidului folosit.

În prima etapă s-a variat durata reacţiei şi excesul de acid azotic, păstrînd constante temperatura de lucru (100°C) şi diluţia acidului. Gradul de descompunere al concentratului de wolfram s-a calculat după conţinutul de wolfram rămas în reziduul obţinut la solubilizarea amoniacală a produsului de descompunere.

Rezultatele sînt prezentate în tabela 4 (încercările 1—6); gradul cel mai ridicat de descompunere, conform tabelei (70 %), a fost obţinut la un exces de acid azotic de 300 % şi o durată de 5 h.

Valoarea mică a gradului de descompunere se datorează probabil formării peliculei de acid wolframic hidratat pe particulele de concentrat nedescompus, peliculă care împiedică mersul mai departe al reacţiei dintre sheelit şi acidul azotic şi care nu poate fi distrusă într-un reactor cu agitare cu palete.

Încercările de descompunere repetată, adică de distrugere a peliculei de acid wolframic pe cale chimică (solubilizare amoniacală) şi retratare cu acid azotic, au dovedit justeţea acestei presupuneri, gradul de descompunere crescînd la 81,7 — 89,3 % (tabela 4, încercările 7 şi 8).

În varianta a doua de lucrări s-a folosit, ca agregat de lucru, o moară cu bile, confecţionată din oţel inoxidabil (V_2A).

Tabela 4

Exces HNO_3, %	Concentraţia HNO_3, g/l	Durata, h	Gradul de descompunere
200	447	3	46,3
200	447	3	52,6
300	447	4	67,6
400	447	3	62,9
400	447	3,5	66,2
400	447	5	70,6
300	447	4	81,7
400	447	4	89,3

Moara cu un volum util de 1,5 l a fost montată pe suportul unei mori de laborator din porţelan, cu o viteză de rotaţie de 80 rot/min. Ca încărcătură s-au folosit bile de porţelan cu diametrul de 19 şi 12 mm.

Pentru asigurarea şi menţinerea constantă a temperaturii de lucru (100°C), moara a fost introdusă în timpul reacţiei într-o etuvă cu rezistenţă electrică, termostatată la temperatura dorită cu ajutorul termometrului cu contact de tip Vertex.

În experienţe s-a lucrat cu probe de cîte 200 g concentrat (fracţia 0,063).

Conform indicaţiilor din literatura de specialitate [3], pentru o decantare mai rapidă şi mai completă a acidului wolframic coloidal, format în timpul reacţiei, s-a folosit în calitate de coagulant azotatul de amoniu (15 g/l).

Tabela 5

Greutatea reziduală, g	Conţinutul de W, %, în reziduu	Durata, h	Exces de HNO_3, %	Gradul de descompunere, %
139	44,3	4	20	23
119	41,6	4	80	38,7
102	40,5	4	100	48,4
92	38,62	4	130	55,7
71	31,0	4	160	72,6

Tabela 6

Greutatea reziduală, g	W, %	W, g	Durata, h	Exces HNO_3, %	Gradul de descompunere, %
62,0	28,67	17,68	6	160	78,3
74,0	16,48	12,18	6	200	85,18
72,25	34,19	24,68	6	250	69,8
72,4	36,37	26,3	6	300	67,8

Pentru stabilirea condiţiilor optime de descompunere a sheelitului s-au studiat: influenţa cantităţii de HNO_3 folosit pentru fiecare încercare şi influenţa diluţiei acidului întrebuinţat.

Prima variabilă — cantitatea HNO_3 — s-a studiat în limitele 120 % (temperatura 100°C, durata 4 h, diluţia 1 :2) şi 260 — 400 % (temperatura 100°C, durata 6 h, diluţia 1 :2).

Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelele 5 şi 6 şi în figurile 3 şi 4.

Gradul de descompunere creşte cu creşterea excesului de acid folosit, de la 23 %, la un exces de HNO_3 de 20 %, la 85,18 %, la un exces de HNO_3 de 200 %.

Se menţionează că în condiţiile optime de lucru, rezultatele obţinute de autorii lucrării de faţă sînt inferioare celor obţinute de alţi cercetători [1], [4], fapt ce se poate explica prin conţinutul mai scăzut de wolfram în concentratul de sheelit indigen (40% W față de 51% W).

Avînd în vedere că aparatura folosită în varianta a II-a (moara cu bile) asigură o agitare mai eficientă decît agitatorul cu palete, deoarece acțiunea bilelor la căderea lor liberă este capabilă să distrugă pelicula de acid wolframic, favorizînd în felul acesta mersul reacției de descompunere, s-a presupus că există dificultăți la solubilizarea amoniacală a acidului wolframic. Pentru aceasta s-au efectuat încercări de leșiere a H_2WO_4 cu soluție 8% NaOH (tabela 7 și figura 5). Rezultatele obținute au dovedit că descompunerea propriu-zisă a sheelitului este aproape totală (96 — 99%), iar gradul de descompunere a rămas insensibil la mărirea excesului de acid peste 160%. Solubilizarea parțială a H_2WO_4 în amoniac se explică prin faptul că în condițiile de lucru existente la dezagregare se poate forma $H_2WO_4 \cdot {}^1/_2 H_2O$ insolubil în amoniac [5].

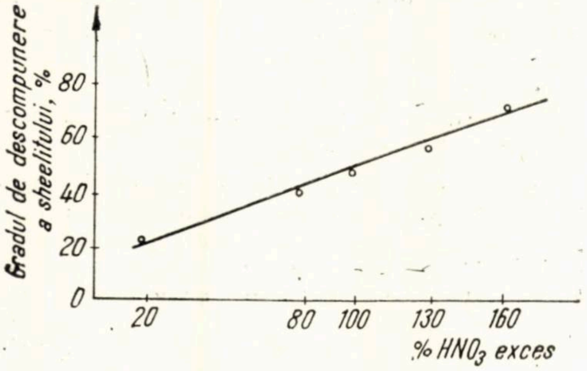


Fig. 3. Influența excesului de HNO_3 asupra gradului de descompunere a sheelitului.

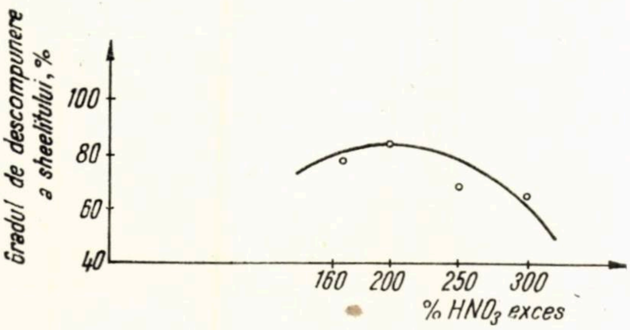


Fig. 4. Influența excesului de HNO_3 asupra gradului de descompunere a sheelitului.

Tabela 7

Greutatea reziduală, g	W, %	W, g	Durata, h	Exces HNO_3, %	Gradul de descompunere, %
41,8	5,04	2,1	6	160	97,42
54,25	0,7	0,38	6	160	99,6
45,25	4,94	2,33	6	200	97,25
42,9	7,46	3,2	6	250	96,09
38,6	6,57	2,54	6	300	96,9

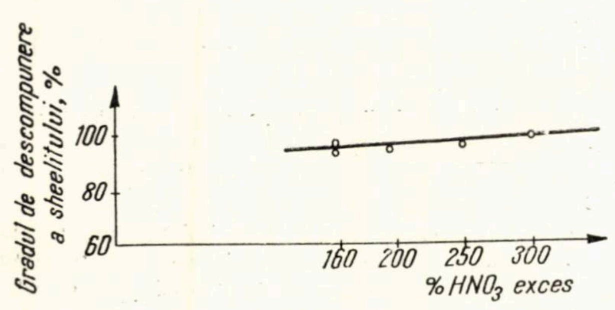


Fig. 5. Influența excesului de HNO_3 asupra gradului de descompunere a sheelitului (după solubilizarea alcalină).

Tabela 8

Exces HNO_3, %	Durata descompunerii HNO_3, h	Diluția HNO_3	Exces NaOH, %	Durata solubilizării cu NaOH, h	Gradul de descompunere, %
160	4	1 : 1	20	3	53,5
160	4	1 : 2	20	3	90,1
160	4	1 : 2,5	20	3	97,0
160	4	1 : 3	20	3	94,9

Cea de-a doua variabilă — diluția acidului azotic—s-a studiat de la un raport $HNO_3 : H_2O = 1:1$ pînă la $HNO_3 : H_2O = 1:3$.

Rezultatele sînt prezentate în tabela 8 și în figura 6. Din analiza acestor rezultate se vede clar că o diluție mai înaintată a acidului azotic favorizează descompunerea sheelitului, gradul de descompunere atingînd valoarea maximă (97%) la o diluție de 1 :2,5.

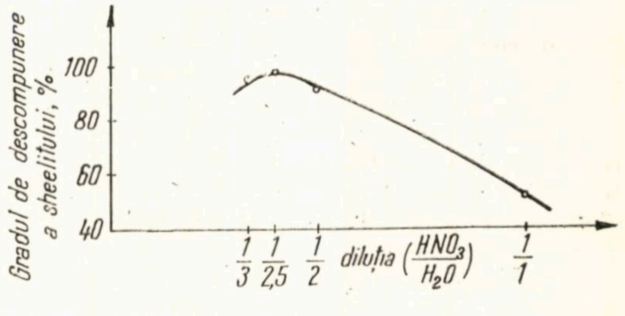


Fig. 6. Gradul de descompunere a sheelitului în funcție de diluția HNO_3 (după solubilizarea alcalină).

Acest fenomen se poate explica prin formarea, în cazul folosirii acidului concentrat, a unei pelicule mai compacte de acid wolframic pe suprafața cristalelor de sheelit, care împiedică accesul acidului spre particule nedezagregate sau prin solubilitatea diferită a azotatului de calciu în acid azotic concentrat și diluat.

Concluzii

În urma studierii condițiilor de echilibru al sistemului eterogen $CaWO_4 + 2HNO_3 \rightleftharpoons H_2WO_4 + Ca(NO_3)_2$ care decurge cu formarea de faze noi solide (H_2WO_4 după reacția directă și $CaWO_4$ după reacția inversă), s-a stabilit că starea de echilibru a reacției se realizează după 45 h, la temperatura de 80°C, în ambele direcții, obținîndu-se pentru constanta de echilibru a reacției directe și inverse valori aproape identice (757 și 755).

Valoarea mare a constantei de echilibru a reacției arată că termodinamic este posibilă descompunerea practic totală a sheelitului cu acid azotic, cu formarea de H_2WO_4 la un exces mic de HNO_3 peste cantitatea teoretic necesară, fapt confirmat de valoarea negativă a $\Delta Z = -RT \ln K = -4\,680$ cal/mol.

S-a studiat descompunerea cu acid azotic a concentratului de sheelit provenit de la C.C.M. — Baia-Mare, prin leșiere cu agitare obișnuită și în mori cu bile.

Pentru varianta leșierii cu agitare obișnuită, randamentul de descompunere maxim (70%) s-a obținut în următoarele condiții: excesul HNO_3, 300%; diluția HNO_3/H_2O, 1 :2 ; durata de descompunere, 5 h; temperatura, 100°C.

Valoarea scăzută a gradului de descompunere se explică prin formarea, pe suprafața particulelor de sheelit, a unui strat impenetrabil de H_2WO_4.

Descompunerea sheelitului este mult avansată în cazul realizării procesului în mori cu bile, care înlătură continuu stratul de acid wolframic. În acest caz, în condițiile de leșiere optime : exces HNO_3, 160%; durata, 5 — 6 h; diluția HNO_3, 1 :2,5, s-a obținut un grad de descompunere de 97 — 99%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Meerson G. A. și Sapiro K. Ia. Țvetnîie metallî, nr. 2, 1960, p. 30.

[2] Meerson G. A. și Sapiro K. Ia. *Izvestia vîsșih ucebnîh zavedenii.* Țvetnaia metallurghia, nr. 6, 1959, p. 142.

[3] Meerson G. A. și Havski N. Țvetnîie metallî, nr. 3, 1957, p. 41.

[4] Meerson G. A. *Avtorskoe svidereltsvo* (certificat de autor), nr. 427780.

[5] Pascal P. *Nouveau traité de chimie minérale.* Tome XIV, Paris, Massom et Cie. 1963, p. 800.

[6] Sapiro K. Ia. și Jurchevici S. I. Țvetnîie metallî, nr. 8, 1964, p. 71.

[7] Meerson G. A. și Havski M. N. *Izvestia, vîsșih ucebnîh zavedenii.* Țvetnaia metallurghia, nr. 2, 1958, p. 112.

[8] Meerson G. A. și Mihailova V. G. Țvetnîie metallî. nr. 4, 1967, p. 69.

[9] Schreiter W. *Metale rare* (traducere din limba germană). București, Ed. tehnică, 1966, p. 347.

[10] Smithells C. J. *Tungsten.* Londra, 1952, Chapman Hall Ltd., p. 50.

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica: numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși:

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc;

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează problema de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum o pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărți: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, localitatea, editura, anul apariției;

— pentru reviste sau alte publicații periodice: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa: Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.

Reducerea sulfurii de fier cu gaz metan

Dr. Ing. M. IENCIU
Institutul politehnic – București

CZ 546.22 : 669.12.046.462

LA RÉDUCTION DU SULFURE DE FER À L'AIDE DU GAZ MÉTHANE

On présente les résultats des recherches de laboratoire concernant certains aspects du mécanisme et de la cinétique de la réduction du FeS à l'aide du gaz méthane.

Les recherches expérimentales (le degré de réduction en rapport de la durée et de la vitesse du processus de réduction), les valeurs calculées du degré de réduction théorique, à base de l'expression déterminée et les valeurs de l'énergie nécessaire pour activer le processus, permettent de soutenir l'hypothèse selon laquelle le processus de réduction du sulfure de fer à l'aide du gaz méthane a, à la base, des réactions topochimiques, ayant un caractère auto-catalytique.

REDUCTION OF IRON SULPHUR WITH METHANE GAS

The paper presents results of laboratory investigations regarding some aspects of mechanism and kinetics of FeS reduction with methane gas.

Investigations (referring to reduction degree function of time and reduction rate of the process), as well as calculated values for the theoretical reduction degree (based on the inferred equation and on the values for activation energy), allow to maintain the hypothesis that the reduction process of iron sulphur with methane gas is based on topochemical reactions, having an autocatalytic character.

În natură, compușii fierului cu sulful se întîlnesc sub formă de minerale ca pirita FeS_2 și pirotină, care conține ceva mai mult sulf decît ar corespunde formulei FeS.

Sulfura de fier (troilita) FeS aproape că nu se întîlnește în stare liberă. Ea se caracterizează printr-o mare stabilitate la temperaturi înalte, are o structură hexagonală, se topește la temperatura de 1 208° C, este solubilă în fierul lichid și solid, formînd cu acesta un eutectic. Această fază poate să conțină sulf în exces, formînd o soluție solidă (simbolizată fiind în scris prin formula FeS_{1+x}). H. Högg și Sucksdorff [1] au arătat că solubilitatea este cauzată de lipsa atomilor de metal în structura compusului. O particularitate caracteristică a monosulfurii de fier este schimbarea proprietăților magnetice la temperaturi coborîte. Studii în această direcție au fost efectuate de Haraldsen [2].

Stadiul actual al problemei

Cercetările privind reducerea sulfurii de fier cu reducători solizi, lichizi sau gazoși au urmărit, în principal, stabilirea unor constante termodinamice și trasarea diagramei de echilibru a sistemului Fe-S.

Reducerea cu hidrogen a FeS. Studii experimentale asupra reducerii cu hidrogen a FeS au fost efectuate de Volski și Agraceva [3], Brițki și Kapustinski [4] determinînd, prin metoda indirectă, constantele termodinamice ale acestui proces.

Richardson și Jeffes [5], [6], continuînd studiile făcute de Brițki și Kapustinski, Volski și Agraceva asupra echilibrului reacției $FeS + H_2 = Fe + H_2S$, au obținut, pentru diferite temperaturi, rapoartele gazoase prezentate logaritmic în figura 1.

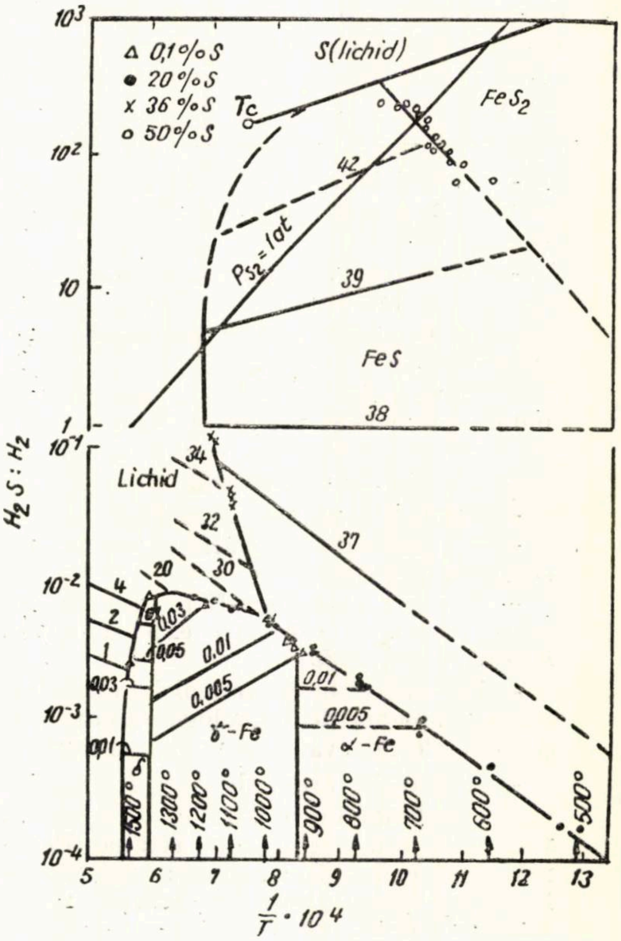


Fig. 1. Variația raportului $H_2S : H$ la reducerea FeS cu hidrogen în funcție de temperatură.

Tabela 1

Temperatura, °C		Durata, min								Debit, l/h	Greutatea probei, g
		30	60	90	120	150	180	210	240		
750	Viteza, mgS_2/min	0,28	0,38	0,57	0,74	1,03	0,65	0,46	0,31	3,04	≈1
	η	2,1	5	9,3	15	22,5	27,3	30,9	33,2		
800	Viteza, mgS_2/min	0,65	0,72	0,92	1,01	1,52	1,26	1,04	0,95	3,04	≈1
	η	4,8	10,4	17,2	25,2	36,8	46	53,5	60,7		
850	Viteza, mgS_2/min	1,02	1,45	1,68	1,68	2,52	1,92	1,9	1,28	3,04	≈1
	η	8,2	15,9	29,7	43,1	62,6	75,4	88,1	98,4		
900	Viteza, mgS_2/min	1,33	1,49	1,6	1,79	1,76	1,63	1,56	1,47	3,04	≈1
	η	10,6	22,4	35	49,1	63	75,8	88,1	99,7		
950	Viteza, mgS_2/min	2,02	2,56	1,96	1,6	1,55	1,31	0,6	—	3,06	≈2
	η	16,6	37,7	53,9	67	79,8	90,6	95,6	—		
950	Viteza, mgS_2/min	2,01	2,44	2,12	1,78	1,51	1,25	0,93	—	3,06	≈3
	η	15,8	34,7	51,1	64,8	76,5	86,2	93,4	—		
950	Viteza, mgS_2/min	1,86	2,17	1,9	1,5	1,37	1,26	1,12	—	3,04	≈4
	η	15,1	32,9	49	61,3	73,1	83,4	92,4	—		
950	Viteza, mgS_2/min	2,23	2,79	2,45	1,7	1,32	0,84	0,54	—	3,04	≈1
	η	17,2	38,8	58,4	71,5	81,7	88,2	92,4	—		
1 000	Viteza, mgS_2/min	3,83	3,03	2,27	1,57	0,77	0,42	0,18	—	3,04	≈1
	η	31,6	56,6	75,3	88,3	94,6	98	99,4	—		
1 050	Viteza, mgS_2/min	4,92	4,00	1,48	0,97	0,62	0,27	0,04	—	3,04	≈1
	η	39,6	71,8	83,7	91,5	96,5	98,7	99	—		
1 100	Viteza, mgS_2/min	5,86	3,33	2,52	0,84	—	—	—	—	3,04	≈1
	η	46,6	73,1	93,2	99,9	—	—	—	—		
1 150	Viteza, mgS_2/min	8,68	2,15	1,01	0,28	—	—	—	—	3,04	≈1
	η	71,5	89,2	97,5	99,8	—	—	—	—		
1 200	Viteza, mgS_2/min	10,73	1,15	0,21	—	—	—	—	—	3,04	≈1
	η	88,7	98,2	99,9	—	—	—	—	—		
1 250	Viteza, mgS_2/min	11,7	0,53	—	—	—	—	—	—	3,04	≈1
	η	95,6	99,9	—	—	—	—	—	—		

Pe baza rezultatelor au fost calculate următoarele expresii termodinamice pentru reacțiile $Fe + H_2S = FeS + H_2$; $2Fe + S_2 = 2FeS$:

$$\log (H_2S/H_2) = \frac{3\,100}{T} + 0{,}179$$

$$\Delta G_T^0 = -14\,170 + 0{,}82\ T$$

$$\Delta G_T^0 = -71\,500 + 25{,}25\ T$$

Analizînd datele termodinamice obținute și variațiile raportului gazos, autorii [5], [6] ajung la o serie de concluzii de importanță deosebită pentru sistemul metal-sulf.

La rece, FeS se transformă la o temperatură coborîtă într-o suprastructură a cărei entropie este destul de ridicată, cauzată în parte de marea frecvență de vibrație a atomilor a cărui rezultat probabil este o mare dezordine structurală. Cunoscînd că FeS are o structură asemănătoare cu compusul NiAs, compoziția ei va fi variabilă, ceea ce duce la apariția defectelor de structură, avînd în vedere excesul de atomi de metal care sînt prezenți în pozițiile intercristaline. Deși sînt mai puține date obținute pentru fazele lichide, se pot arăta totuși combinațiile existente și se poate explica activitatea sulfului în funcție de concentrația lui în topitură.

La un conținut mare de sulf în topitură, activitatea sa crește rapid, fiind maximă în domeniul compoziției stoechiometrice. Această comportare se întîlnește aproape la toate sistemele metal-sulf, care au tendința de a se separa în două faze, datorită în special ionizării parțiale, conform reacției $MeS \rightarrow Me^{++} + S^{2-}$.

Rezultatele experimentale privind reducerea FeS cu gaz metan

În experiențele efectuate s-a folosit o sulfură de fier de puritate înaintată, cu care se lucrează în mod curent la analizele chimice. Gazul metan utilizat pentru reducerea sulfurii de fier a fost supus operației de purificare înainte de a fi introdus în camera de reacție, folosindu-se în acest scop diferiți absorbanți.

Instalația cu care s-au efectuat experiențele de reducere a FeS cu gaz metan a fost identică cu instalația descrisă la reducerea PbS [7]; s-a utilizat un debit de 3,06 l/h CH_4.

Cinetica reducerii între 800 și 1 200°C a sulfurii de fier se poate urmări din datele prezentate în tabela 1 și în figurile 2 și 3.

Influența unor factori (temperatură, debit de gaz metan, durată, greutatea probei) asupra cineticii reducerii sulfurii de fier cu CH_4

Gradul de reducere, fiind din punct de vedere practic caracteristica cea mai importantă a proceselor de reducere, a fost determinat continuu atît prin analiza gazelor care părăsesc camera de reacție, cît și prin analiza reziduului rămas. Rezultatele obținute arată că la temperaturi scăzute (700 — 900 °C) procesul începe cu viteză mică, maximul atingîndu-se (pe măsura

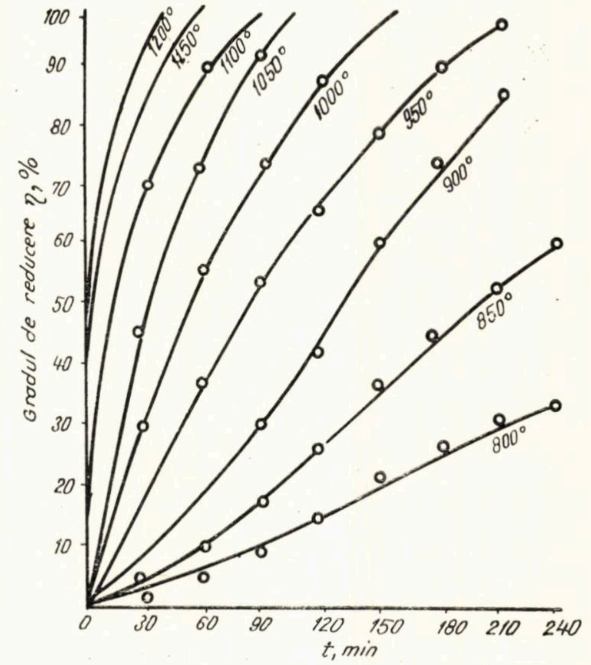


Fig. 2. Variația gradului de reducere a FeS cu gaz metan în funcție de timp.

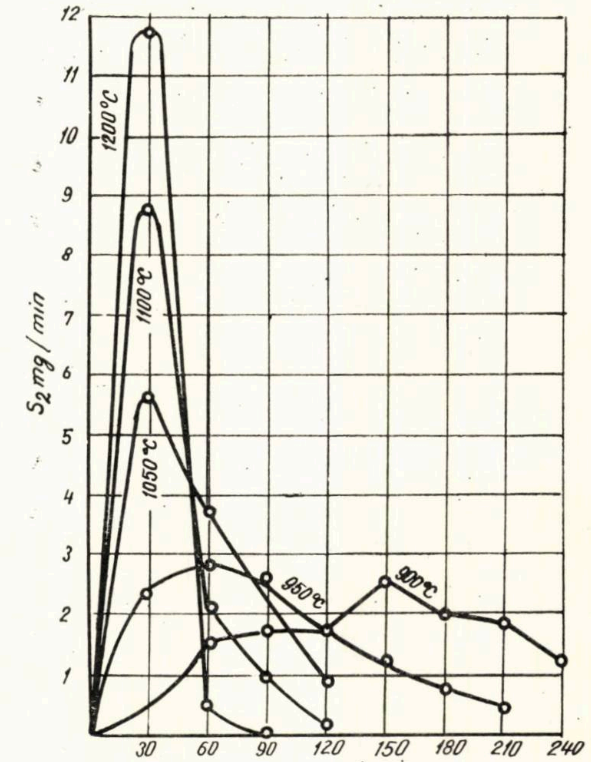


Fig. 3. Variația vitezei procesului de reducere a FeS cu CH_4 în funcție de timp.

dezvoltării suprafeţei de reacţie) cînd gradul de reducere depăşeşte valoarea de 50%. După acest maxim, viteza scade continuu, ajungînd, în final, la valoarea zero.

Curbele prezentate în figura 2 au la temperaturi sub 1 000°C o formă în S. La temperaturi mai mari de 1 000°C valoarea maximă a vitezei se atinge în prima perioadă a procesului de reducere, iar curbele cinetice trec treptat de la forma S la o dreaptă.

Gradul de reducere teoretic a sulfurii de fier cu gaz metan poate fi calculat la fel ca şi în cazul reducerii sulfurii de plumb [7] cu ajutorul următoarei expresii, determinată pe baza rezultatelor experimentale :

$$\eta = \frac{1}{1 + e^{\frac{-t + A}{B}}},$$

unde :

η este gradul de reducere ;

t — timpul necesar reducerii ;

A şi B — două constante care depind atît de temperatură cît şi de felul în care se prezintă sulfura supusă reducerii.

Această expresie reprezentată grafic prezintă curbele care corespund unui regim cinetic ideal, adică unui regim peste care nu se suprapun alţi factori. Cu ajutorul acestei relaţii au fost determinate teoretic gradele de reducere. Rezultatele sînt prezentate în tabela 2, iar valorile obţinute concordă bine cu datele experimentale.

În figurile 4, *a*, *b*, şi *c* sînt reprezentate grafic valorile numerice din tabela 2. Din datele obţinute se observă că, în majoritatea cazurilor, cele două curbe sînt foarte apropiate, mai ales în porţiunile finale sau iniţiale.

Cu cît experienţa este efectuată la o temperatură mai ridicată, cu atît diferenţele dintre gradele de reducere determinate experimental şi cele calculate sînt mai mici. La unele experienţe se observă diferenţe mari, care pot să ajungă pînă la 5 % şi pot fi atribuite erorilor experienţei sau influenţei altor factori care se suprapun regimului cinetic.

Influenţa temperaturii. Dacă în timpul procesului de reducere se menţin constanţi toţi factorii, cu excepţia temperaturii, pe baza rezultatelor obţinute se constată :

— procesul de reducere a sulfurii de fier la temperaturi joase (sub 900°C) se desfăşoară destul de lent, randamentele obţinute fiind sub 50 % ;

— o dată cu creşterea temperaturii (mai ales la temperaturi peste 1 000°C) se observă o mărire rapidă a randamentului de reducere şi o micşorare a duratei necesare procesului. Astfel, de exemplu, la temperatura de 950°C, după o durată a procesului de 210 min, randamentul de reducere ajunge la 95,6 %, pe cînd la temperatura de 1 100°C pentru reducerea totală a probei de sulfură este suficient un timp de 120 min. Randamentele obţinute la diferite temperaturi, la o durată de o oră, sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 2

Durata, min	η, %											
	950°C		1000°C		850°C		900°C		1100°C		1150 °C	
	experimental	teoretic	experimental	teoretic	experimental	teoretic	experimental	teoretic	experimental	teoretic	experimental	teoretic
30	17,2	17,2	31,6	31,6	8,3	8,3	10,6	10,6	46,6	46,6	71,5	71,5
60	38,8	38,8	56,6	54	15,9	15,8	22,4	19	73,1	77,9	89,2	92,5
90	58,4	52,3	75,3	74,7	29,5	27,9	35	35,8	93,2	93,2	97,5	97,5
120	71,5	71,5	88,3	88,3	43,1	44,2	49,1	46,5	99,9	98,3	99,8	99,4
150	81,7	84,9	94,6	95	62,6	62,6	63	63	—	—	—	—
180	88,2	92,8	98	98	75,4	77,6	75,8	76,7	—	—	—	—
210	92,4	96,7	99,4	99,2	88,1	87,6	88,1	86,4	—	—	—	—
240	—	—	—	—	98,4	93,6	99,7	92,5	—	—	—	—

Tabela 3

Temperatura, °C	850	900	950	1 000	1 050	1 100	1 150
Gradul de reducere, %	5	15,9	38,8	56,9	73,1	89,2	98,2

Pe baza cercetărilor experimentale se constată că temperatura influenţează în mod substanţial randamentul de reducere, existînd între aceşti factori o dependenţă direct proporţională. Cu cît temperatura de desfăşurare a procesului de reducere este mai mare, cu atît şi randamentul maxim se obţine într-o durată de timp mai mică şi invers. Analizînd experienţele efectuate, se poate afirma că randamentul optim de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan se obţine la 1 050 — 1 100°C, temperaturi inferioare celor utilizate la reducerea minereurilor de fier în furnale.

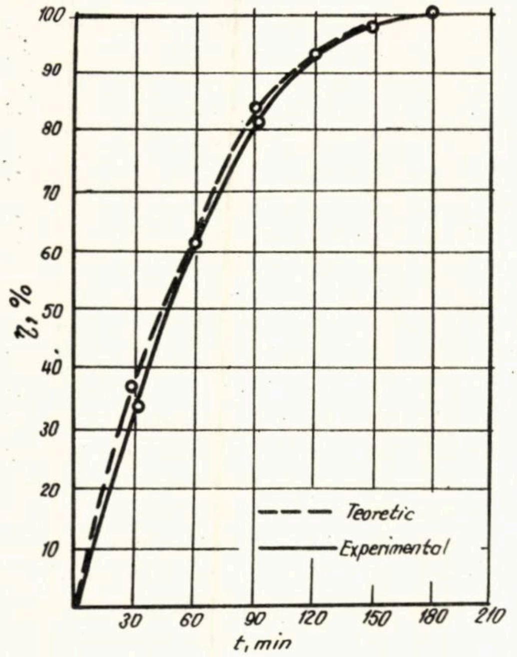


Fig. 4 a

Fig. 4: *a*, *b*, *c*. Variaţia gradului de reducere experimental faţă de cel teoretic, la reducerea FeS cu CH_4

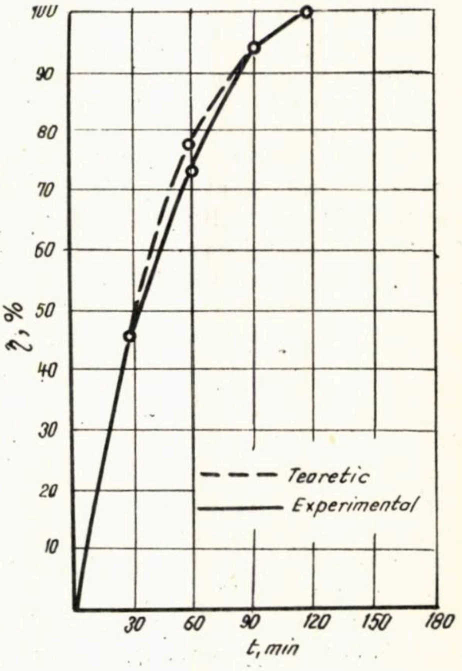


Fig. 4 b

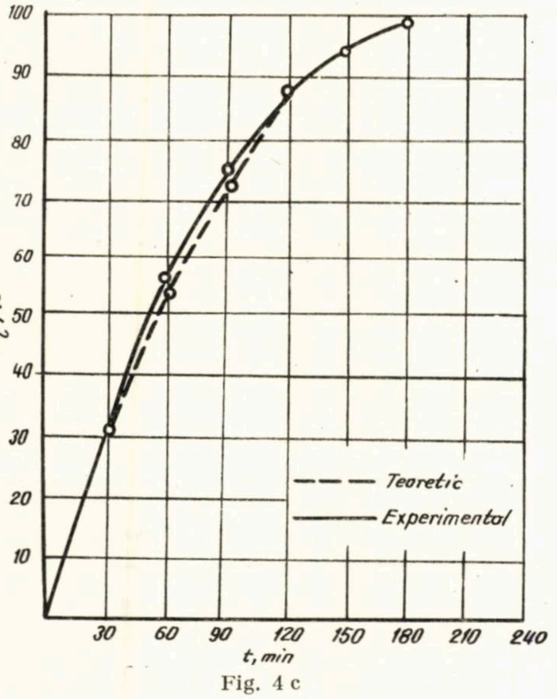


Fig. 4 c

Influenţa debitului se poate constata din datele din tabela 4.

Mărirea debitului de gaz metan, pînă la o anumită valoare a sa, are ca rezultat accelerarea vitezei reacţiei de reducere şi micşorarea duratei procesului. Această influenţă pozitivă a debitului de gaz metan asupra randamentelor de reducere se explică prin faptul că se reuşeşte eliminarea foarte rapidă a hidrogenului sulfurat rezultat în urma procesului de reducere, favorizîndu-se astfel deplasarea echilibrului reacţiilor de reducere în sensul obţinerii în sistem a metalului.

Determinările experimentale efectuate la acelaşi debit şi temperatură cu mărirea greutăţii probei au arătat că, în general, scăderea randamentului este extrem de mică. Astfel, de exemplu, cînd se lucrează cu 1 gram, la temperatura de 950°C, randamentul după o durată de 60 min este de 37,7 % ; la două grame, menţinînd constante celelalte variabile, se obţine un randament de 34,7 %, iar la o probă de 3 grame, randamentul obţinut este de 32,9 %.

Debitele de gaz metan utilizate au fost mult mai ridicate decît cele calculate stoechiometric, unele din acestea fiind şi de 10 ori mai mari. Numai la temperaturi superioare se reuşeşte să scadă excesul de reducător ca urmare a creşterii accentuate a vitezelor de reducere.

În majoritatea experienţelor s-a lucrat cu un debit de 3,06 l/h, debit la care s-au obţinut cele mai bune rezultate.

Corelaţia dintre energia de activare şi viteza reacţiilor de reducere

Din datele obţinute se constată că vitezele reacţiilor de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan şi hidrogen cînd se obţine metalul, hidrogenul sulfurat, carbonul şi hidrogenul sînt mai mari decît vitezele reacţiei de disociere a sulfurii. Valorile termodinamice calculate pentru aceste reacţii, la temperatura de 1 500°K, sînt prezentate în tabela 5 ; ele arată că reacţia care are cea mai mică probabilitate de desfăşurare este reacţia de disociere a sulfurii de fier. De aici rezultă că reducerea nu poate fi explicată pe baza ipotezei combinării reducătorului cu sulful în stare gazoasă, apărut în sistem în urma reacţiei de disociere.

Tabela 4

Durata reducerii, min	30	60	120	30	60	120
Scăderea S_2, mg	30,8	59	159,8	40,3	85,1	186,9
Viteza de reducere, mg S_2/min	1,02	1,45	1,68	1,33	1,49	1,79
Gradul de reducere, %	8,2	15,9	43,1	10,6	22,4	49,1

Tabela 5

Reacţia	ΔG°_T	$\log K_p$	K_p
$FeS = CH_4 = Fe + C + H_2 + H_2S$	−3 952	0,07575	3,765
$2FeS + CH_4 = 2Fe + C + 2H_2S$	10 100	−1,47145	0,03377
$FeS + H_2 = Fe + H_2S$	13 859	−2,0238	$9{,}46710^{-3}$
$FeS \rightarrow Fe + 1/2\ S_2$	33 920	−4,94173	$1{,}14310^{-5}$

Valorile energiilor de activare necesare reacţiilor de reducere reprezintă un alt argument care poate să arate că ipoteza enunţată nu se confirmă.

Valorile energiilor de activare au fost determinate cu ajutorul următoarei relaţii :

$$\log \frac{V_2}{V_1} = \frac{E}{4{,}576} \frac{T_2 - T_1}{T_1 - T_2},$$

unde :

V_1 este viteza de reacţie la temperatura T_1 ;
V_2 — viteza de reacţie la temperatura T_2 ;
E — energia de activare.

Pentru calculul energiei de activare au fost înlocuite în ecuaţia de mai sus valorile corespunzătoare ale vitezelor de reacţie din tabela 2, pentru temperaturile 850—900°C ; 900—950°C ; 950 — 1 000°C ; 1 000 — 1 050°C ; 1 100 — — 1 150°C şi 1 150 — 1 200°C, obţinîndu-se, pentru energiile de activare ale procesului de reducere a sulfurii de fier cu gaz metan, valoarea de 39 305 ; 24 233 ; 20 590 ; 17 750 ; 10 530, respectiv 4 900 cal/mol.

Cu ajutorul datelor experimentale s-au putut stabili, în domeniul de temperaturi 850 — 900°C, 1 000 — 1 050°C şi 1 150 — 1 200°C următoarele relaţii între energia de activare şi vitezele procesului de reducere :

$$\log V = -\frac{39\,305}{4{,}576\,T} + 9{,}5536 \qquad (850 - 900°\mathrm{C})\,;$$

$$\log V = -\frac{17\,730}{4{,}576\ T} + 4{,}4632 \quad (1\,000{-}1\,050°\mathrm{C})\,;$$

$$\log V = -\frac{4\,900}{4{,}576\ T} + 1{,}9612 \quad (1\,150{-}1\,200°\mathrm{C}).$$

BIBLIOGRAFIE

[1] Högg G. şi Sucksdorff I. *Zeitschrift für physikalische chemie*, vol. 22, 1933, p. 444—445.

[2] Haraldsen H. *Zeitschrift für anorganische und allgemeine chemie*, vol. 231, 1937, vol. 246, 1941.

[3] Volski A. N. *Teoria metallurghiceskin profesov*, O.N.T.I., 1935.

[4] Britke E. V. şi Kapustinski A. F. *Termiceskie konstanti neorganiceskin vesestv.* Izd. AN. S.S.S.R., 1949.

[5] Richardson F. D. şi Jeffes J. N. E. The Journal of the Iron and Steel Inst., vol. 171, p. 165—175.

[6] Richardson F. D. şi Jeffes J. N. E. The Journal of the Iron and Steel Inst., vol. 176, 1954, p. 187—198.

[7] Ienciu M. Teză de doctorat, Bucureşti, 1968.

[8] Constantinescu M. *Utilizarea gazului metan la producerea buretelui de fier.* Ed. Academiei R. S. R., sesiunea Acad., 2—12 iunie 1950.

[9] Briscan D., Mayer O. şi Fildender W. *Reducerea magnetitei cu gaz metan.* Archiv für das Eisenhüttenwesen 327—60, 1930.

[10] Tripşa I., Oprea Fl. şi Dragomir I. *Bazele teoretice ale metalurgiei extractive.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1967.

REALIZĂRI TEHNICE

Laminorul de sîrmă nr. 3 de la uzina „Industria sîrmei" – Cîmpia Turzii

Ing. E. NIŢĂ
Institutul de proiectări pentru laminoare

CZ 621.771.25 (498)

LE LAMINOIR POUR FIL DE FER NO. 3 DE L'USINE „INDUSTRIA SÎRMEI" – CÎMPIA TURZII

Le nouveau laminoir pour fil de fer (laiton) construit en vue de produire du laiton en acier de qualité, pour le béton précomprimé et pour les câbles, en rouleaux d'environ 560 kilos, se caractérise par un train préparatoire, un train intermédiaire et deux blocs finisseurs, par des installations de refroidissement dirigé et contrôlé du laiton et par la possibilité de livrer des rouleaux compactés.

Le laminoir est complètement continu et comprend 22 cages. Il peut laminer des billettes de 80×80 mm et 12 m longueur, en fils de fer ayant un diamètre de 6–12 mm (il existe aussi la possibilité de produire le diamètre 5,5 mm). La vitesse de laminage est de 45–11,25 m/s (en rapport avec le diamètre du laiton et la qualité de l'acier), l'installation étant dimensionnée pour la vitesse de 50 m/s.

Le laminoir possède les sous-sections suivantes: le dépôt de billettes, la sous-section de chauffage, la ligne de laminage, la sous-section de refroidissement dirigé, le contrôle et l'évacuation du laiton, le dépôt de produits finis comprenant aussi la presse pour compacter et lier les rouleaux et les anexes (salle de commande et appareillage électrique, l'aménagement des cylindres, les bases locales d'entretien, l'aménagement de l'eau, le laboratoire et le groupe social).

WIRE MILL NO. 3 IN PLANT „INDUSTRIA SÎRMEI" – CÎMPIA TURZII

The new wire mill, built in view to produce high quality steel wire for pre-compressed concrete and cables, in coils of about 560 kg, is characterized by a roughing train, an intermediate one and two finishing blocks, by equipment for controlled cooling and by the possibility to deliver compact coils.

The mill is completely continuous and includes 22 stands. It is able to roll 80×80 billets of 12 m length into Ø 6–12 mm wire (with possibilities to produce also Ø 5.5 mm). Rolling speed is 45–11.25 m/sec (depending on wire size and steel quality), the equipment being designed for a 50 m/sec speed.

The milling plant has following departments: billet deposit, heating department, rolling line, controlled cooling, control and wire removing, finished product deposit with the press for coil compacting and binding, and annexes (control and instrumentation station, roll shop, maintenance shops, water management, laboratory and administration building).

Laminorul nou de sîrmă a fost construit pentru a produce sîrmă din oţel de calitate, pentru beton precomprimat şi cabluri, în colaci de circa 560 kg. El se caracterizează printr-un tren pregătitor, unul intermediar şi două blocuri finisoare construite pentru a se evita răsucirea materialului, prin instalaţii de răcire dirijată şi controlată a sîrmei şi prin posibilităţi de a livra colaci compactaţi, uşurîndu-se astfel expediţia.

Laminorul este complet continuu, cuprinde 22 caje pe un fir şi este amplasat pe un planşeu situat la cota +3 m, într-o hală lungă de 230 m şi cu deschiderea de 24 m (fig. 1). El poate lamina ţagle de 80×80 mm, cu 12 m lungime, în sîrme cu diametrul de 6 – 12 mm, şi are posibilitatea de a produce sîrmă cu ∅5,5 mm. Viteza de laminare variază în funcţie de diametrul sîrmei şi calitatea oţelului, fiind de 45 – 11,25 m/s; instalaţia a fost dimensionată pentru viteza de 50 m/s.

Dimensiunile sîrmei şi vitezele de laminare sînt centralizate în tabela 1.

Tabela 1

Diametrul sîrmei, mm	Viteza de laminare, m/s	
	oţel carbon de calitate	oţel de rulmenţi
6	45	31
6,5	38,35	26,42
7	33,05	22,78
7,5	28,8	19,85
8	25,27	17,41
8,5	22,41	15,44
9	20	–
9,5	18	–
10	16,2	–
10,5	14,67	–
11	13,37	–
11,5	12,23	–
12	11,25	–

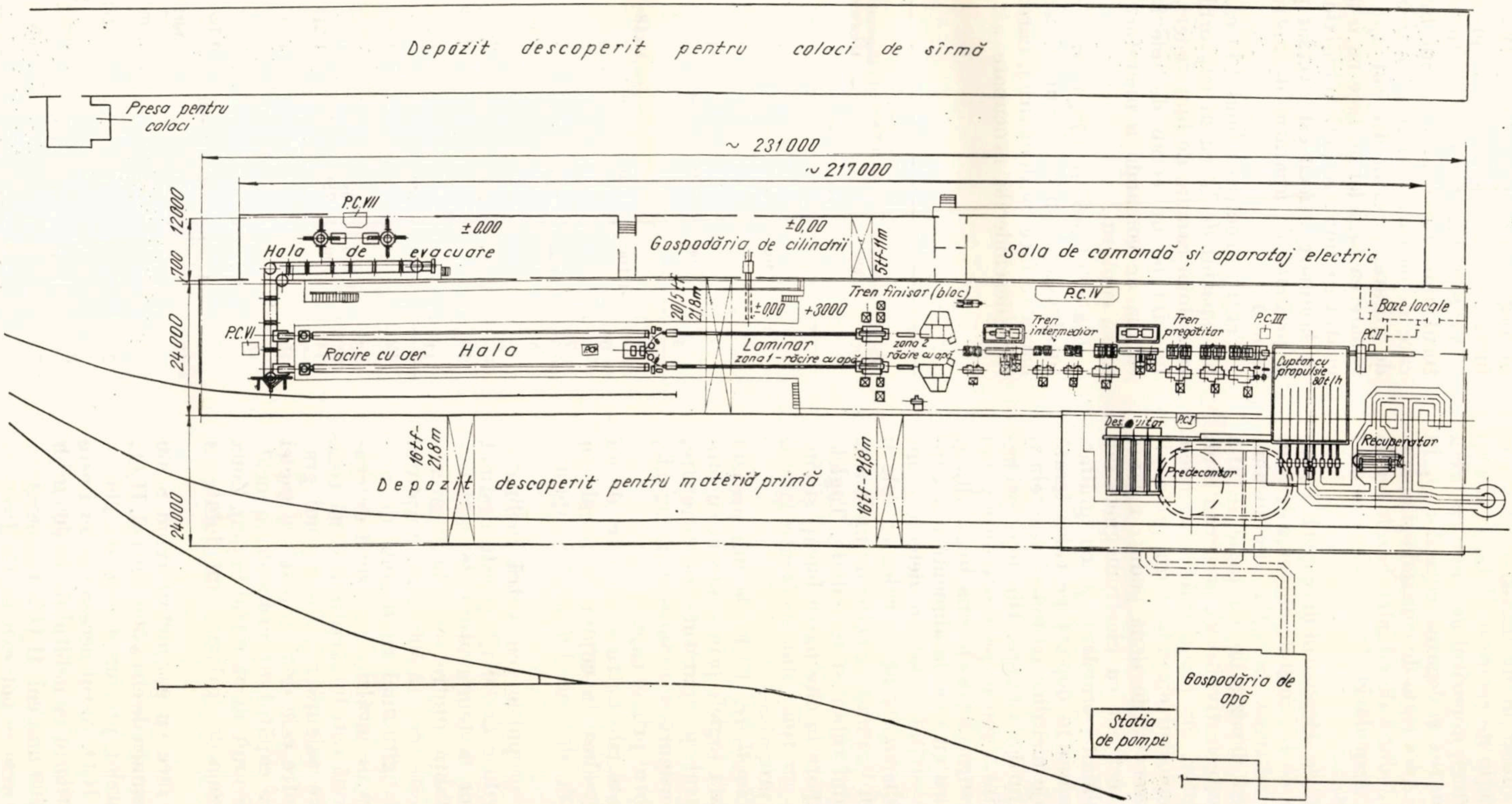

Depozit descoperit pentru colaci de sîrmă
Presa pentru colaci
~ 231 000
~ 217 000
12000
700
24 000
24000
P.C.VII
±0,00
Hala de evacuare
±0,00
Gospodăria de cilindrii
5tf-11m
Sala de comandă și aparataj electric
20/5 tf 21,8m
±0,00
+3000
Tren finisor (bloc)
P.C.IV
Baze locale
P.C.VI
Racire cu aer
Hala
Laminor
zona 1 - răcire cu apă
zona 2 răcire cu apă
Tren intermediar
Tren pregătitor
P.C.III
P.C.II
Cuptor cu propulsie 80t/h
Recuperator
Des…uitor
P.C.I
Predecantor
16tf-21,8m
16tf-21,8m
Depozit descoperit pentru materiă primă
Gospodăria de apă
Stația de pompe

Fig. 1. Laminorul continuu de sîrmă nr. 3 de la uzina ,,Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii.

Laminorul cuprinde șapte subsecții: depozitul de țagle, subsecția de încălzire, linia de laminare, subsecția de răcire dirijată, controlul și evacuarea sîrmei, depozitul de finite cu presa pentru compactarea și legarea colacilor și, în fine, grupul anexelor (sala de comandă și aparataj electric, gospodăria de cilindri, bazele locale de întreținere, gospodăria de apă, laboratorul și grupul social).

Depozitul de țagle. Depozitul descoperit de țagle cu lungimea de 157 m și deschiderea de 24 m este amplasat adiacent la hala laminorului. În prelungirea depozitului de țagle se află hala ce adăpostește destivuitorul, predecantorul, o parte din cuptor, din recuperator și canalele de fum. Atît depozitul cît și hala din prelungirea lui sînt deservite de două poduri rulante de 16 tf, unul echipat cu electromagneți sau cu cabluri, celălalt prevăzut și cu graifăr.

Țaglele sînt aduse în depozit pe calea ferată și stivuite în loje metalice pe mărci de oțeluri, cu ajutorul podurilor rulante. Din loje, pachetele de țagle sînt depuse pe destivuitor; aici se desfac, se aranjează țaglele una lîngă alta și se depun pe calea cu role de alimentare a cuptorului. Țaglele strîmbe sau cu defecte sînt ridicate de un dispozitiv de pe calea cu role și aruncate într-un buzunar colector de unde sînt evacuate cu podul rulant și remediate. Țaglele bune, după grupare în cîte patru bucăți și cîntărite pe calea cu role, sînt încărcate lateral în cuptorul cu propulsie.

Subsecția de încălzire. Utilajele din această subsecție transmit țaglele prin cuptorul cu propulsie la macazul și aparatul de antrenare, care dirijează și asigură introducerea, pe muchie, a țaglei, în calibrul primei caje.

Țaglele grupate cîte patru și aliniate de un opritor sînt introduse în cuptor de o cale cu role și preluate de alte role din incinta cuptorului.

Cuptorul cu propulsie (cu vatră înclinată) are o productivitate de 80 t/h și este destinat încălzirii țaglelor la temperatura de 1 150 — — 1 250°C. Distanța dintre axa de încărcare și descărcare este de 15 500 mm. Cuptorul este prevăzut longitudinal cu o zonă de preîncălzire, o zonă de încălzire și o zonă de egalizare. Ultima zonă este împărțită în două zone transversale care asigură realizarea unui gradient de 50°C între cele două capete ale țaglei (se recomandă ca capătul din urmă să fie încălzit cu 50°C mai mult decît vîrful țaglei). Zona de încălzire și zona de egalizare sînt dotate cu 11 arzătoare.

Încălzirea se face cu gaz metan avînd 8 500 kcal/Nm^3 și presiunea de circa 500 mm col. H_2O; în fața arzătoarelor presiunea este de 200 — — 250 mm col. H_2O. Aerul necesar arderii este livrat de un ventilator cu debitul de 45 000 m^3/h și presiunea de 700 mm col. H_2O la temperatura de 20°C. Gazele arse se pot evacua fie direct la coș, fie prin recuperator la coș, fie prin recuperator și cazan recuperator la coș. Numărul de țagle în cuptor este de 193, iar timpul de încălzire a unei țagle este de aproximativ 70 min.

Avansul țaglelor prin cuptor se face cu ajutorul unui împingător cu opt brațe orizontale, care deplasează întreaga încărcătură pe șinele de glisare, pînă în dreptul ușii de descărcare. Scoaterea țaglelor se face cu o mașină de evacuat, care împinge țaglele individual, în direcția de laminare, atît cît este necesar pentru a putea fi preluată de aparatul de antrenare din fața cajei *1*.

Pentru urmărirea felului în care țaglele străbat spațiul de lucru al cuptorului sînt prevăzute două camere de luat vederi, care transmit imagini pe un ecran de televiziune, aflat în cabina de comandă a operatorului ce alimentează cuptorul.

Linia de laminare. Lîngă ușa de evacuare a cuptorului cu propulsie este un macaz tambur (laminarea se face pe două fire), care dirijează țagla spre deschiderile neocupate ale dispozitivului

Tabela 2

Caja nr.	Puterea, *kW	Turația motorului, rot/min		Raportul de transmisie	Diametrul nominal al cilindrilor, mm
		bază	max.		
1	400	570	1 000	56,2	450
2				37,9	420
3	700	780	1 200	31	380
4				33,15	380
5	1 100	520	950	13,18	380
6				9,36	380
7	1 100	520	950	6,79	380
8				4,895	380
9	1 100	520	950	3,11	320
10				2,342	320
11	1 100	520	950	1,839	320
12				1,402	320
13	1 100	520	950	1,162	320
14	700	780	1 200	1,213	320
15	1 600	900	1 400	1,049	238
16				0,8725	238
17				0,726	238
18				0,6045	238
19				0,5023	238
20				0,4183	238
21	700	510	1 400	0,3802	250
22				0,356	262

* Redresarea curentului electric se face cu diode și tiristoare.

de antrenare şi răsturnare cu 45° care, la rîndul său, preia transportul ţaglei pînă la intrarea ei în calibrele primei caje.

În faţa primei caje pregătitoare este un foarfece de intervenţie, care mărunţeşte ţaglele în cazul unei defecţiuni şi poate fi folosit pentru divizarea ţaglelor, în cazul laminărilor de probă.

Trenul pregătitor cuprinde şase caje. Caja *1* are cilindrii cu diametrul de 450 mm, caja *2* are cilindrii cu diametrul de 420 mm, iar cajele 3 — — 6 au cilindrii cu diametrul de 380 mm. Cajele *1 — 4* au cîte 8 calibre pe cilindri, caja *5* are 14 calibre, iar caja *6* are 16 calibre. Acţionarea cajelor se face grupat pe perechi de caje; în tabela 2 sînt date caracteristicile de bază ale acţionărilor. Cajele au cadre de tip închis. Lagărele cilindrilor sînt pe rulmenţi. Trenul pregătitor are un calibraj mixt format din o serie de calibre romb-pătrat-romb-pătrat-oval, iar semifabricatul obţinut este un pătrat cu laturile de 30 mm. La fiecare cajă cilindrii sînt răciţi.

În faţa fiecărui fir a trenului intermediar este un foarfece rotativ cu disc de şutare, pentru eliminarea capătului rece sau desfăcut al barei. Foarfecele serveşte şi pentru mărunţirea barei, cînd se produce un deranjament; în acest caz foarfecele are o funcţionare continuă.

Trenul intermediar primeşte semifabricatul de secţiune pătrată de la trenul pregătitor şi îl reduce în opt sau mai puţine caje, obţinîndu-se un semifabricat rotund care este trimis apoi la blocul de caje finisor. Între cajele *12* şi *13* ale trenului intermediar, pentru fiecare fir este un foarfece. Cajele *7* şi *8* au diametrul cilindrilor de lucru de 380 mm, iar cajele *9 — 14* au diametrul de 320 mm.

Acţionarea cajelor *7 — 12* se face în comun, cîte două, iar cajele *13* şi *14* sînt acţionate individual.

Cajele *7 — 9* au cîte 20 de calibre, cajele *10 — 12* au 24 de calibre, caja *13* are 28 de calibre, iar caja *14* are 32 de calibre. Calibrele trenului intermediar se succedă în seria oval-pătrat, caja *14* are calibre rotunde.

Dirijarea şi susţinerea materialului între caje se face cu ajutorul unor ghidaje cu fricţiune şi cu role, fixate pe caje. În faţa şi în spatele fiecărei caje sînt fixate, prin şuruburi, grinzi portghidaje. Grinzile îşi pot schimba poziţia o dată cu schimbarea calibrului. Secţiunile rombice şi ovale sînt ghidate şi răsucite cu ajutorul ghidajelor de ieşire cu role canelate. Înaintea cajei *13* este prevăzut un dispozitiv de alimentare cu role.

Rotundele ieşite din caja *14* se despart şi trec prin două buclatoare în S, spre blocurile finisoare. Reglarea buclelor se face prin sistemul Rotakopf (cap rotitor), prevăzut cu fotocelule care trimit impulsuri la motoare, menţinîndu-se astfel o valoare constantă a lungimii buclelor şi asigurîndu-se laminarea fără tracţiune între trenul intermediar şi blocurile finisoare.

Trenurile finisoare sînt constituite din două blocuri a cîte opt caje fiecare, montate în cîte un cadru; ele sînt prevăzute cu foarfeci de avarii.

Garniturile de cilindri (cajele) sînt montate la 45° faţă de orizontală şi la 90° una faţă de alta, eliminîndu-se astfel răsucirea materialului în timpul laminării. Seturile de cilindri se pot schimba individual, ataşînd la cîrligul podului rulant un dispozitiv de demontare. Fiecare garnitură de cilindri formează un subansamblu care la montaj alunecă prin greutate, ca un sertar, pe o suprafaţă înclinată la 45°, pînă atinge o suprafaţă de capăt. Fixarea se face hidraulic, cu pene; aceasta constituie o caracteristică de bază a acestui tip de bloc, care realizează rigiditatea cajelor pentru laminarea în toleranţe strînse şi la viteze mari.

Cilindrii de lucru sînt dublu rezemaţi şi cînd sînt noi au diametrul de circa 250 mm, iar lungimea tăbliei, de 290 mm. Diametrul descreşte de la caja *22* la caja *15*, astfel încît, prin prelucrare, cilindrii pot fi folosiţi la caja imediat anterioară; în acest fel, un cilindru parcurge tot blocul finisor.

Cilindrii cajelor *15 — 20* au cîte 10 calibre, iar cei ai cajelor *21* şi *22*, 19 calibre. Schimbarea calibrelor uzate se face prin deplasarea transversală (limitată de bolţuri) a cajelor pe suprafeţele înclinate la 45°. Acţionarea cilindrilor de lucru se face prin bare telescopice.

Antrenarea fiecărui bloc este făcută de două grupuri de acţionare cu motoare de curent continuu. Prima grupă, de două motoare, antrenează cajele *15 — 20*, iar ultimul motor antrenează cajele *21* şi *22*; despărţirea acţionării în două grupe permite corectarea dimensiunii sîrmei prin reglarea tragerii. Sistemul de calibrare folosit în cele două blocuri este oval-oval; ultima cajă are calibre rotunde.

Folosirea cilindrilor cu diametrul mic şi dimensionarea corespunzătoare a blocului şi a calibrajului permit obţinerea unei sîrme în toleranţe strînse:

— pentru sîrma cu diametrul de 6 — 8 mm se obţin toleranţe de ± 0,15 mm;

— pentru sîrma cu diametrul de 8,5 — 12 mm se obţin toleranţe de ± 0,2 mm.

Din blocurile finisoare sîrma laminată intră în două instalaţii de răcire cu apă.

Subsecţia de răcire dirijată, controlul şi evacuarea sîrmei. Instalaţia de răcire dirijată se compune dintr-o secţiune de răcire cu apă sub presiune şi alta de răcire în aerul atmosferic. Cele două instalaţii de răcire sînt amplasate pe un planşeu înclinat, situat la circa 2,9 m faţă de cota zero. Acest planşeu şi pereţii laterali ai halei sînt prevăzuţi cu fante în porţiunea zonelor de răcire pentru asigurarea unei ventilaţii corespunzătoare.

Răcirea în apă sub presiune se face după o curbă logaritmică atît în zona *2*, amplasată în fața blocurilor, cît și în zona *1*, amplasată după blocuri (fig. 1). În zona *2* semilaminatul se răcește cu apă debitată la 5 at, în așa fel, încît temperatura lui la intrarea în blocuri să nu depășască aproximativ 930 – 980°C. În zona *1* sîrma se răcește pe opt porțiuni, în care debitul de apă, la 10 at, se reglează în funcție de compoziția chimică și dimensiunea materialului, pentru obținerea unei structuri cu un procent ridicat de sorbită, evitarea martensitei și micșorarea cantității de țunder.

După parcurgerea zonelor de răcire cu apă, laminatul este șutat la cele două capete de către foarfece dublu inelare.

Pe fiecare fir se găsesc cîte două foarfece speciale : primul foarfece șutează coada firului, iar al doilea, capul; pentru aceasta, sîrma care are o traiectorie liniară este deviată de un macaz pneumatic, cu care este înzestrat fiecare foarfece, în zona muchiilor de tăiere a două cuțite circulare, așezate înclinat.

Deșeurile tăiate de foarfece dublu inelare sînt împinse, datorită vitezei lor, la foarfece de mărunțire care le toacă în bucăți cu o lungime de aproximativ 320 mm. Bucățile sînt frînate în niște tuburi metalice și cad, la fel ca și șutajele de la trenul pregătitor și intermediar, în chiblele așezate pe o cale cu role gravitațională.

După șutare și luarea probelor sîrma este preluată de un dispozitiv de antrenare și introdusă în formatorul de spire, cu care este dotată fiecare linie.

Dispozitivul de format spire, buclînd sîrma, formează spire și le aruncă pe o bandă transportoare. El se compune dintr-o țeavă curbă montată într-un arbore tubular, pe care este fixat capul de format spire. Sîrma laminată, trecînd prin țeava curbă rotitoare este buclată de ghidajele spirale ale capului și depusă pe banda transportoare. Pentru sîrma de dimensiuni mari și viteze de laminare mici dispozitivul de format spire este dotat cu un aparat de antrenare, care funcționează ca un dispozitiv centrifugal, fără acționare proprie.

Spirele de sîrmă ieșite din dispozitivul de format spire sînt așezate ordonat pe banda de transportat de un resfirator de spire.

Banda de transport servește, pe lîngă transportul spirelor, și la răcirea acestora în aerul atmosferic. Pentru realizarea unei răciri lente — cum este cazul oțelului de rulmenți — se prevede pe banda transportoare montarea unor capace de protecție împotriva curenților de aer. Distanța dintre spirele de sîrmă, pentru diferite calități de oțeluri, se poate regla din viteza transportului.

Prin combinarea judicioasă a răcirii în zona instalațiilor cu apă sub presiune și în zona de răcire în aer transformările structurale ale materialului laminat sînt terminate la capătul instalației, obținîndu-se astfel caracteristicile necesare unei trefilabilități corespunzătoare, fără o primă patentare.

De pe banda transportoare spirele cad pe o placă de colectare a instalației de format colaci.

Instalația de format colaci se compune din: un coș care pivotează excentric, un dorn de centrare, o instalație de coborîre și ridicare a plăcii de colectare, un dispozitiv de evacuare.

Spirele de sîrmă, aduse de cele două benzi transportoare ale celor două fire, căzînd în cîte un coș de colectare, sînt distribuite uniform în jurul dornului de centrare, pe placa de colectare. În timpul colectării spirelor o traversă ridicătoare, împreună cu placa colectoare, coboară încet. După ce s-a adunat și ultima spiră a țaglei, traversa ridicătoare coboară repede, așezînd în planul de evacuare placa colectoare cu colacul pe ea.

În timpul coborîrii colacului clapetele coșului colector se închid, putînd să preia spirele de sîrmă ale țaglei următoare, pînă ce placa colectoare ajunge din nou în poziția sa superioară.

Dispozitivul de împins evacuează colacul pe un scaun basculant. Cele două scaune basculante ridică colacii și-i așază pe unul din cîrligele transportorului cu cablu, în mișcare.

Transportorul poartă colacii pînă în dreptul celor două cruci turnante. Pe transportor colacii sînt controlați, legați, marcați. Așezarea colacilor pe unul dintre cele patru brațe ale crucilor turnante se face de cîte două aruncătoare de colaci.

După încărcarea unui braț cu maximum patru colaci, prin rotire cu 90°, încărcătura unui braț se cîntărește pe un cîntar cu care este dotată fiecare cruce. Cînd brațul crucii ajunge în poziția de descărcare, motostivuitoarele, prevăzute cu dorn, preiau colacii și îi transportă în depozitul de finite.

Colacii de sîrmă care urmează să fie compactați și legați în pachete sînt transportați la presa orizontală, acționată hidraulic; ea este amplasată într-o încăpere adiacentă depozitului de sîrmă.

Deșeurile rezultate la laminare sînt înfășurate, în funcție de dimensiuni, pe două vîrtelnițe. Evacuarea lor din hală, ca și a șutajelor, se face pe cale ferată.

Țunderul format în timpul încălzirii și al laminării este spălat și evacuat prin canale în predecantorul amplasat lîngă destivuitorul de țagle. Țunderul grosier este scos din predecantor cu graifărul podului rulant și depus în două coșuri de deshidratare; de aici este deversat direct în vagoane de cale ferată și expediat. Țunderul fin cu apă, din predecantor, este pompat în gospodăria de apă din exterior unde, prin hidrociclonare sau filtrare, este colectat și apoi expediat în vagoane de cale ferată: apa curată reintră în circuit.

Utilizarea procedeului de formare cu amestecuri fluide cu autoîntărire la fabricarea lingotierelor*

Dr. ing. T. OLSZOWSKI
Institutul de turnătorie din Cracovia

CZ 621.746.393 : 621.742.4 :669. 131.6

L'UTILISATION DU PROCÉDÉ DE MOULAGE AVEC DES SABLES FLUIDES À AUTODURCISSEMENT POUR LA FABRICATION DES LINGOTIÈRES

On présente les résultats des recherches, obtenus à échelle de laboratoire ou bien à échelle industrielle, concernant la préparation et l'utilisation des mélanges fluides à autodurcissement.

On analyse les caractéristiques des matières premières, de la technologie de préparation des mélanges ainsi que les caractéristiques des outillages utilisés au moulage des lingotières. On fait aussi quelques considérations économiques concernant l'application du procédé.

UTILIZATION OF THE MOULDING PROCEEDING WITH FLUID SELF-SETTING MIXTURES FOR INGOT-MOULD MANUFACTURING

The paper presents results of investigations on laboratory and industrial scale, regarding preparation and utilization of fluid self-setting mixtures.

Characteristics of raw materials, of mixture preparation and of equipment used in ingot mould casting, are analysed. Some economic considerations, regarding implementation, are also presented.

Producţia de oţel este în continuă creştere; o consecinţă a acestui fapt este creşterea necesarului de lingotiere. Deoarece şi în Polonia producţia de oţel este în creştere în ultimii ani, fabricarea lingotierelor este în continua atenţie a producătorilor. În acelaşi timp execuţia şi exploatarea lor este în atenţia institutelor de cercetări, turnătorii şi oţelării. Ca urmare a cercetărilor întreprinse s-au făcut progrese serioase în îmbunătăţirea calităţii producţiei de lingotiere de oţel.

Ca linie principală a cercetărilor ce se efectuează, măsurile cuprind lucrări asupra construcţiei, proiectării şi organizării lucrului, ceea ce pentru turnătoriile de lingotiere reprezintă alegerea tipului de lingotieră cel mai bun şi totodată reducerea tipurilor de lingotiere; alegerea celei mai bune analize chimice a lingotierelor, care să asigure realizarea celei mai bune structuri, efectuîndu-se cercetări asupra obţinerii lingotierelor direct cu fontă de furnal sau, în mod special, cu fontă nodulară; alegerea procedeului cel mai bun şi cel mai economic de fabricare a lingotierelor; reproiectarea turnătoriilor de lingotiere existente şi construcţia unora noi.

Ca rezultat al aplicării acestui larg front de măsuri au fost folosite o serie de patente, iar altele au fost dezvoltate şi perfecţionate, aducîndu-se astfel economii importante, ca urmare a scăderii preţului de cost al lingotierelor şi a îmbunătăţirii calităţii lor. Una din cele mai importante realizări a fost introducerea procedeului de formare cu amestecuri fluide autoîntăritoare în mai multe turnătorii de lingotiere din Polonia. Introducerea acestui procedeu în celelalte turnătorii de lingotiere este pe cale de realizare.

Procedeul de formare cu amestecuri fluide cu autoîntărire a produs o schimbare importantă în realizarea formelor şi miezurilor deoarece a fost înlăturată îndesarea fie manuală, fie mecanică, precum şi uscarea formelor şi miezurilor şi s-au creeat totodată condiţii de lucru mult îmbunătăţite.

Materii prime pentru procedeul de formare cu amestecuri fluide autoîntăritoare

Prepararea amestecurilor fluide autoîntăritoare necesită materii prime care sînt uşor de obţinut. În consecinţă, în Polonia lucrările de cercetare întreprinse în legătură cu acest procedeu au folosit mai multe materii prime şi adaosuri, în diferite procente şi rapoarte, în funcţie de caracterul producţiei.

Pentru producţia de lingotiere ca material de bază în amestecul de formare şi miezuire se foloseşte un nisip cuarţos, provenit de la Bukowno. Acest nisip conţine 0,40% argilă, fracţia de bază pe sitele cu numărul 70/50/40, cu refuzul pe aceste trei site cuprinzînd 75%. Temperatura de sinterizare este de peste 1 350°C şi permeabilitatea la gaze 200 cm^u/g unităţi de permeabilitate. Nisipul de Bukowno conţine 97,5% SiO_2 şi 0,22% carbonaţi. Este de precizat că în afară de acest nisip, care a dat rezultatele cele mai bune în fabricarea de lingotiere, au fost încercate şi alte nisipuri, din alte cariere, pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire. Ca factor important pentru determinarea unui nisip pentru utilizarea în prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire este determinarea gradului de umezire. Pentru executarea unei astfel de probe în Polonia s-a folosit aparatul din figura 1, care în prezent se produce în serie.

Ca liant, pentru amestecurile fluide autoîntăritoare, pentru fabricarea lingotierelor, este folosit preparatul Flotabond R. El conţine spumant, liant şi modificatori, care asigură o dezbatere uşoară a amestecului de formare (fig. 2) şi a căror rezistenţă la temperaturi ridicate este scăzută (fig. 3). În plus Flotabond R posedă o mare constanţă a proprietăţilor, nu murdăreşte şi nu corodează recipientul şi conductele, nu este mirositor şi nociv, iar cantitatea de gaze ce se degajă în timpul turnării este mai mică decît în cazul altor amestecuri de formare (fig. 4). Flotabond R asigură o bună fluiditate a amestecului de formare şi o mare permeabilitate la gaze (fig. 5) la perioada optimă de stabilitate a spumei.

Dat fiind proprietăţile sale, Flotabond R se foloseşte la fabricarea amestecurilor fluide autoîntăritoare atît în amestecătoarele cu mers continuu, cît şi în cele discontinue.

Autoîntărirea amestecului este acţionată prin folosirea preparatului Chromalit, care creează o întărire a amestecurilor fluide, în întreaga formă şi în întreg volumul miezului, nemaifiind necesar să se acţioneze cu factori externi, ca uscarea sau tratarea cu CO_2. Întăritorul este introdus în amestec în cantităţi mici, astfel că nu scade permeabilitatea acestuia. Conţinutul în substanţe inerte ca, de exemplu, grupa pierderilor, fayalit sau mervinit, este foarte redus. Compoziţia chimică şi suprafaţa specifică a Chromalitei au fost astfel alese, încît timpul de întărire a formei şi a miezului să fie

---

* Comunicare prezentată la cea de-a patra Conferinţă de turnătorie din R.S.R., mai, 1969.

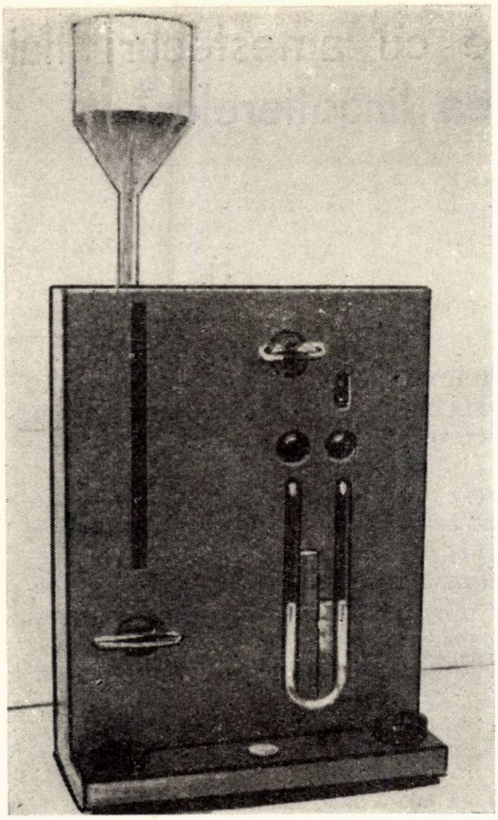


Fig. 1. Aparat pentru determinarea gradului de umezire.

←

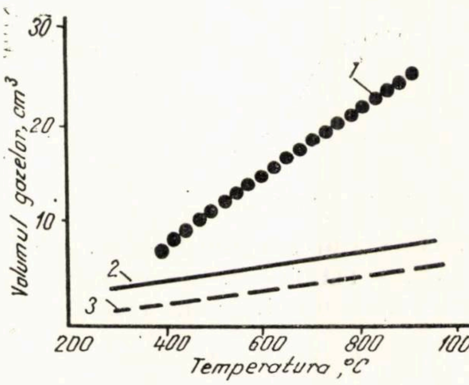


Fig. 4. Cantitatea de gaze ce se degajă în timpul turnării:

1 – amestec cu ulei; 2 – amestec cu silicat de sodiu + CO_2; 3 – amestec fluid cu autoîntărire cu adaos de Flotabond R.

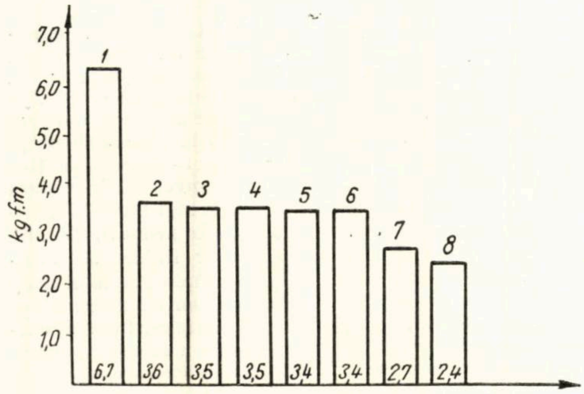


Fig. 2.

1 – amestec cu adaos de Flotabond R; 2 – amestec cu adaos de cocs de petrol; 3 – amestec cu adaos de praf de cărbune; 4 – amestec cu adaos de gudron granulat; 5 – amestec cu adaos de melasă; 6 – amestec cu adaos de hidroxid de aluminiu; 7 – amestec cu adaos de făină de azbest; 8 – amestec cu Flotabond R.

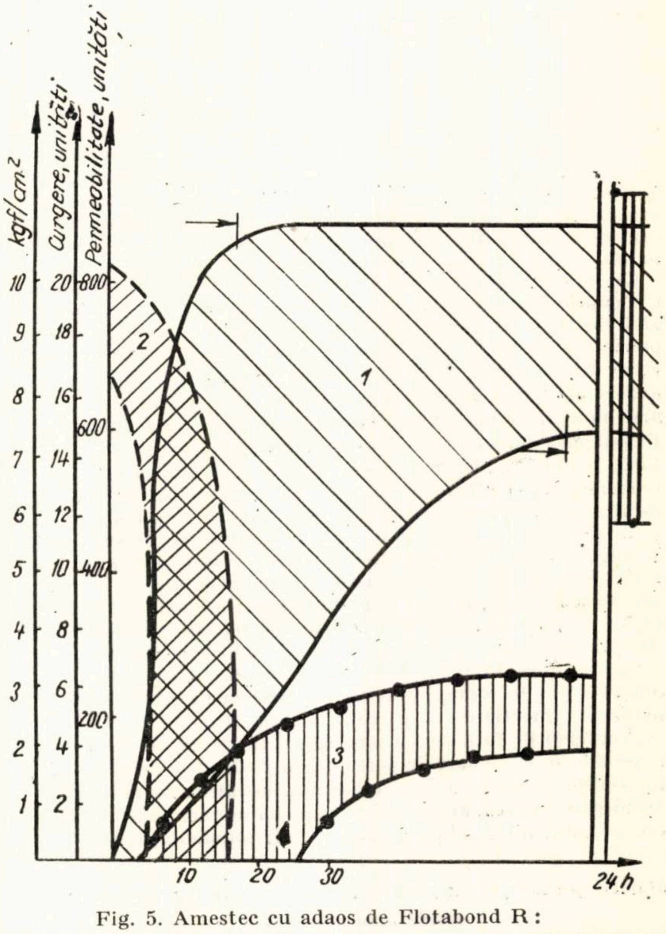
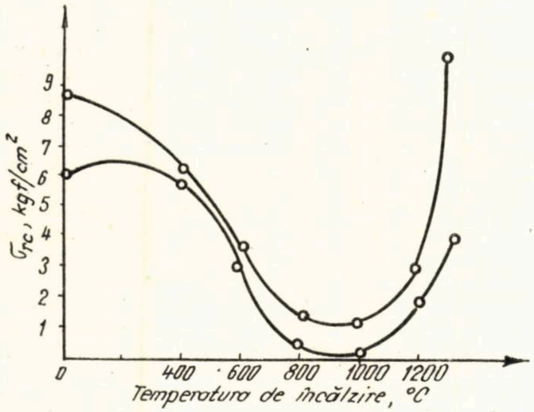


Fig. 5. Amestec cu adaos de Flotabond R:

1 – domeniul de permeabilități; 2 – domeniul de curgere; 3 – domeniul de rezistență.



←

Fig. 3. Variația rezistenței cu temperatura pentru amestec cu adaos de Flotabond R.

foarte scurt. Suprafața specifică a Chromalitei are peste 2 000 cm^2/g, iar conținutul în CaO nelegat este mai mic ca 2%; densitatea este 0,91 g/cm^3. Chromalita se fabrică în două tipuri; calitatea I, care asigură un timp de întărire a amestecului de formare pînă la 20 min și calitatea a II-a, care asigură un timp de întărire a amestecului între 20 și 40 min.

Ca vopsea de protecție pentru formele și miezurile fabricate din amestecuri fluide autoîntăritoare se folosește preparatul Zeliod C, adus sub formă de emulsie, cu ajutorul unei substanțe diluante (apă cu leșie sulfitică) în procent de 1,2 părți în greutate leșie sulfitică la 100 părți componente solide. Densitatea emulsiei trebuie să fie de 1,4 — 1,5 g/cm^3. Formele și miezurile pot fi pulverizate cu Zeliod C sau vopsite. Densitatea componentelor solide a Zeliod C este de 0,71 g/cm^3; temperatura de uscare a stratului de vopsea este de 180 — — 200°C. Zeliod C asigurînd consistență bună suprafeței formelor și miezurilor asigură piese turnate fără defecte de suprafață. Preparatul este refractar și economic.

Procedeul de preparare a amestecurilor fluide autoîntăritoare

La prepararea acestor amestecuri se pot folosi agregat cu mers continuu sau discontinuu. Sînt tolerate abateri în dozarea componentelor amestecurilor de formare pentru nisipul cuarțos de ±3%, pentru Flotabond R de ± 2% și pentru Chromalit de ± 1,5% în greutate.

Nisipul cuarțos, care se folosește în aceste amestecuri, trebuie să fie uscat, cernut și răcit sub 35°C. Iarna temperatura nu trebuie să fie sub 10°C. Este de recomandat ca și temperatura Chromalitei să fie coborîtă. Dacă Chromalita își pierde activitatea, datorită depozitării îndelungate, în special umezirii, ea poate fi utilizată pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire, după o acționare cu preparatul EG. Acest preparat se adaugă în Chromalită în procent de 0,2 pînă la 1,0 părți în greutate la 10 părți în greutate a întăritorului.

Temperatura Flotabond R trebuie să fie pînă la 40°C, iar înainte de a fi introdus în agregatul de amestecare trebuie să fie bine amestecat.

În agregat, pentru prepararea amestecurilor fluide autoîntăritoare, se adaugă toate componentele și apa deodată. În agregat se face o amestecare a componentelor și o spumare a amestecului de formare.

În amestecător se introduc următoarele componente:

Nisip cuarțos	100 părți în greutate;
Flotabond R	4,5 — 5,0 părți în greutate;
Chromalită	4,0 — 5,0 părți în greutate:
Apă	2,0 — 2,8 părți în greutate.

Amestecul de formare posedă proprietăți bune și se pretează foarte bine la amestecarea formelor și miezurilor, pentru fabricarea de lingotiere. Se obțin următoarele proprietăți:

— fluiditatea, proba de întindre cu conul circa 18 cm (fig. 6);
— durata de întărire, măsurată cu aparatul (fig. 7), circa 20 min;
— umiditatea . . . . 4,5 — 5,5 %;
— rezistența la compresiune după 1 h, 1,2 — 2,0 kg/cm^2;
— rezistența la compresiune după 3 h, 2,5 — 4,0 kg/cm^2;
— rezistența la compresiune după 24 h, 6 — 10 kg/cm^2;
— permeabilitatea după 1 h . . 100 — 300 cm^{μ}/g min;
— permeabilitatea după 3 h . . . 350 — 600 cm^{μ}/g min;
— permeabilitatea după 24 h . . . 400 — 800 cm^{μ}/g min.

Permeabilitatea se determină cu aparatul din figura 8, care permite înregistrarea continuă a modificării permeabilității în timpul întăririi.

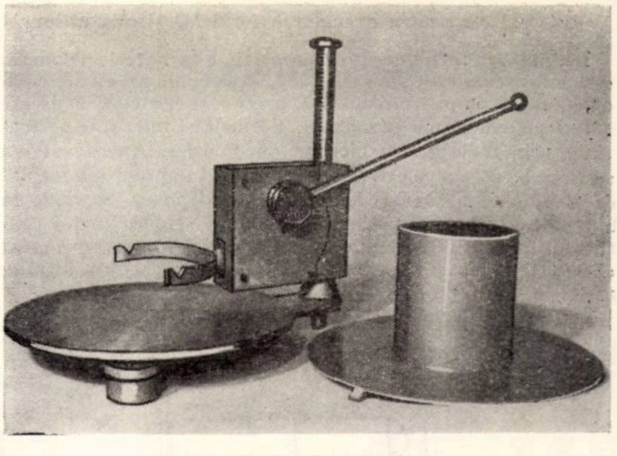


Fig. 6. Proba de întindere.

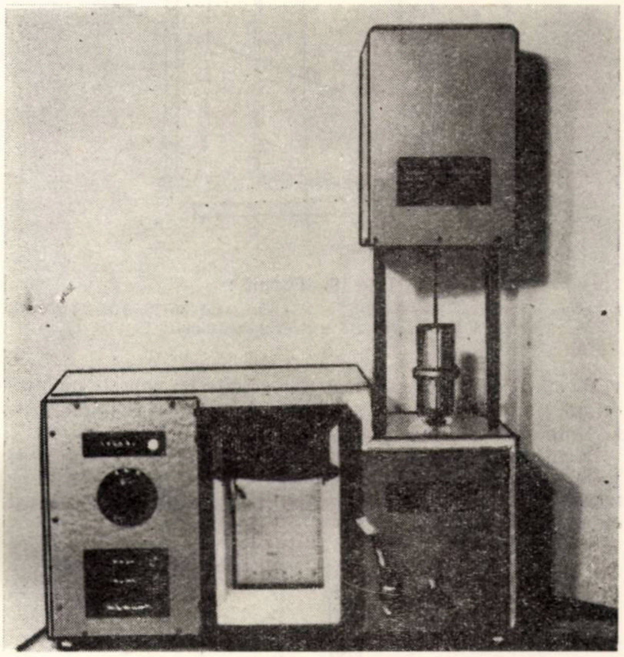


Fig. 7. Aparat pentru măsurarea duratei de întărire.

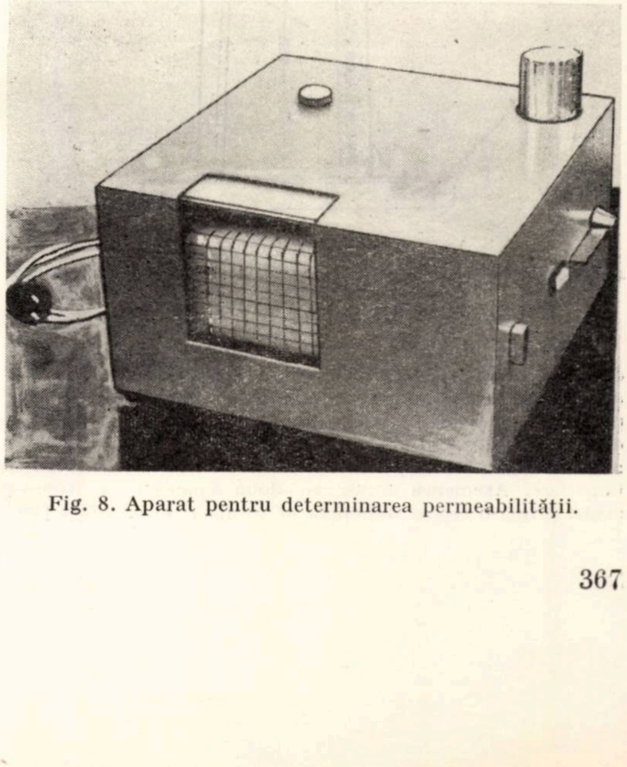


Fig. 8. Aparat pentru determinarea permeabilității.

Dispozitive pentru executarea formelor şi miezurilor

Înainte de a introduce procedeul nou, o turnătorie poloneză, care a fost construită în anul 1950, avea cubilouri cu aer cald, o instalaţie complet mecanizată, precum şi cuptoare de uscare adînci pentru forme şi miezuri. Formele şi miezurile se realizau prin îndesare cu ciocane pneumatice. Amestecul era adus cu benzi transportoare şi depozitat în apropierea locului de formare. Amestecul de formare se depunea mecanic în lungul conturului exterior al modelului sau în lungul conturului interior al cutiei de miez. Formele şi miezurile au fost executate în locuri diferite. Se utilizau modele şi cutii de miez metalice, din fontă. În figura 9 este arătată o formă.

În figura 10 se arată fabricarea unui miez.

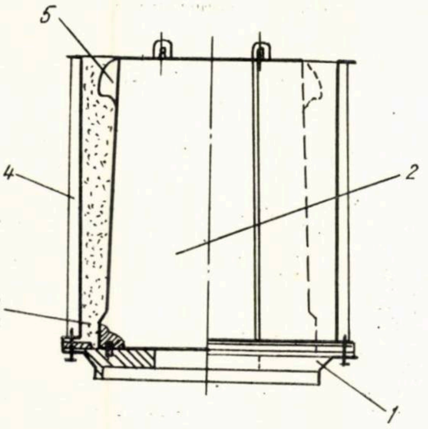


Fig. 9. Formă:
1 – placa de model; *2* – modelul; *3* – amestecul de formare; *4* – rama de formare; *5* – cîrligul modelului.

Miezurile şi formele au fost pulverizate cu vopsele pe bază de apă şi uscate în cuptoare adînci (timp de 8–12 h miezurile şi timp de 18–24 h formele).

După uscare forma a fost asamblată (fig. 11). Partea de jos a formei *1* ca şi partea de deasupra *3* au fost pregătite pe locurile special amenajate; interiorul formei a fost realizat cu masă de şamotă.

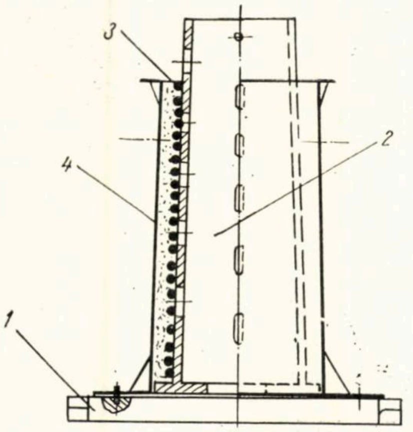


Fig. 10. Fabricarea unui miez:
1 – placă; *2* – dorn; *3* – sfoară de cîlţi de lemn; *4* – cutie de miez metalică.

În prezent formele lingotierelor se pregătesc cu amestecuri de formare fluide autoîntăritoare. Această metodă a permis o importantă scădere a consumului de materiale de formare pe tona de lingotiere, prin subţierea stratului de amestec de formare atît la forme, cît şi la miezuri. Rezistenţa ridicată a acestor amestecuri permite formarea concomitentă a două lingotiere. Asemenea forme cu două lingotiere se toarnă astăzi printr-o reţea. Manopera pe formă şi miez a fost pronunţat scăzută. O secţiune prin formă este prezentată în figura 12. Forma se umple cu amestec fluid cu autoîntărire, cu ajutorul unui jgheab de curgere, a agregatului cu mers discontinuu, cu capacitatea de preparare de 10–25 t/h. Durata turnării amestecului de formare variază practic între 10 şi 12. s. Pentru a elimina aderarea amestecului fluid autoîntăritor pe suprafaţa plăcii de model se foloseşte un procedeu de separare electrolitic, prin care polii sursei de curent sînt legaţi corespunzător.

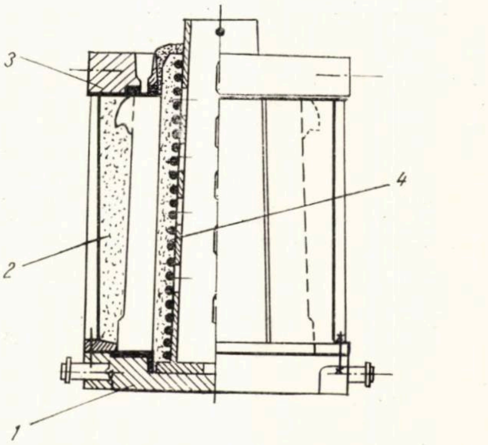


Fig. 11. Formă uscată asamblată:
1 – partea inferioară a formei; *2* – forma pentru lingotieră; *3* – partea superioară a formei; *4* – miez.

Durata de întărire a amestecului de formare fluid cu autoîntărire în formă este de circa 20 min, după care forma poate fi desfăcută. Modelul cu placa de model rămîne pe locul de muncă. Desfacerea formei se produce funcţie de sarcina actuală pe locul de formare sau în afara locului de formare. După demulare ansamblul modelului poate fi folosit imediat în ciclul de formare.

Suprafeţele formei şi ale miezurilor se protejează contra interpătrunderii metalului în formă prin depunerea unui strat de vopsea din Zeliod. Se recomandă ca vopseaua să fie depusă cu un pistol de vopsea. Pe acestă cale grăunţii liberi de pe suprafaţa formei sînt îndepărtaţi, fiind asigurată o pătrundere mai adîncă a stratului de vopsea în amestecul de formare. Vopseaua este depusă în două straturi, primul avînd o densitate de 1,25–1,30 g/cm³, iar al doilea, de 1,50–1,60 g/cm³. Vopselele se pregătesc central pentru întreaga turnătorie, în amestecătoare mari. Aderenţa vopselei la amestecul fluid cu autoîntăritoare se probează cu un aparat special. Formele şi miezurile se usucă superficial. Formele asamblate se toarnă cu metal la 1 180 pînă la 1 220°C. Durata de

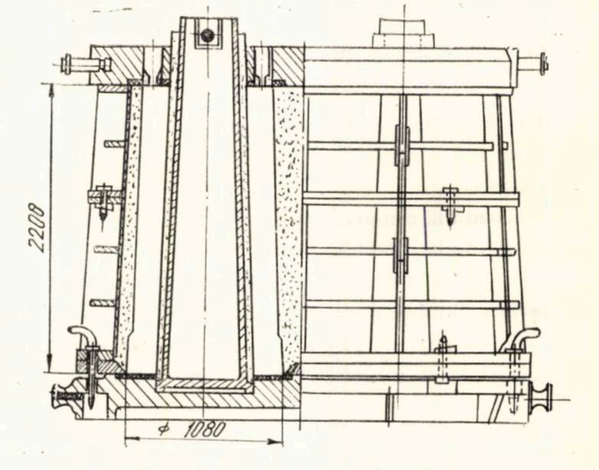


Fig. 12. Secţiune prin formă.

turnare variază între 35 şi 130 s, în funcţie de greutatea lingotierei. Lingotierele se răcesc în formă, în funcţie de greutatea lor, 24 pînă la 50 h, avînd o suprafaţă perfectă. Indicele de consum al lingotierelor fabricate după acest procedeu a prezentat, în ultimii ani, o scădere. Totuşi, a pune această situaţie pe seama procedeului de formare cu amestecuri fluide este prea timpuriu.

În turnătoriile de lingotiere care posedă dispozitive de formare şi demulare se execută lingotiere cu model natur (fig. 13).

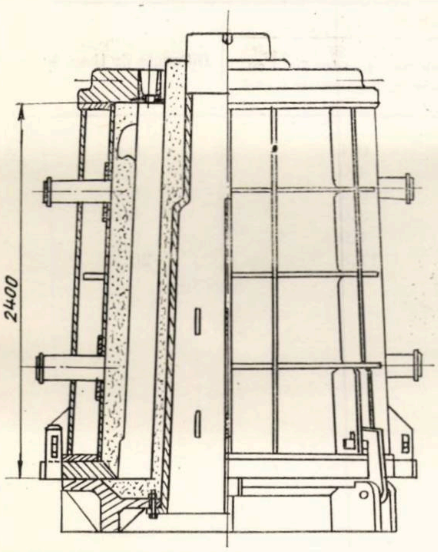


Fig. 13. Executarea lingotierelor cu model natur.

Considerente economice

Se iau în considerare următoarele surse importante, care pot influenţa: *a* — reducerea consumului de amestec de formare pe 1 t de lingotiere; *b* — scăderea manoperei de formare şi a preţului orei de lucru; *c* — consumul de gaze pentru uscarea formelor şi miezurilor; *d* — înlăturarea aerului comprimat, care se folosea pînă în prezent la bătătoarele pneumatice.

Calculele economice în condiţiile arătate în turnătoria dată ca exemplu pot fi efectuate astfel:

a) *Costurile amestecului de formare* (tabelele 1 şi 2)

Tabela 1

Componentul	Cantitatea	Calculul	Costurile componenţilor, zl
	Amestec obişnuit pentru forme		
Amestec refolosit	56,34	563 kg	—
Amestec de formare, semigras	42,26	423 kg × 124 zl/t	52,45
Argilă GM 3	1,40	14 kg × 438 zl/t	6,13
Amestec total	100,00		58,58
	Amestec pentru miezuri		
Amestec refolosit	48,2	482 kg	—
Nisip de miez semigras	48,2	482 kg × 124 zl/t	59,76
Rumeguş de lemn	1,2	12 kg × 170 zl/t	2,04
Argilă GM 3	1,2	12 kg × 438 zl/t	5,26
Praf de cărbune	1,2	12 kg × 1 350 zl/t	16,20
Amestec total	100,00		83,26

— Consumul de amestec de formare pe formă, 0,659 t/t lingotiere;

— Consumul de amestec de miez, 0,120 t/t lingotiere;

— Costurile de formare, 0,659 × 58,58 zl = 38,60 zl/t lingotiere;

— Costurile amestecului de miez, 0,120 × 83,26 zl = 9,99 zl/t lingotiere;

— Total costuri amestec de forme + miez, 48,59 zl/t lingotiere;

Tabela 2

Amestec fluid autoîntăritor pentru forme şi miezuri

Componentul	Cantitatea, %	Preţurile componenţilor, zl
Nisip cuarţos	88,3	66,22
Întăritor	4,4	18,00
Flotabond R	4,9	70,92
Apă	2,4	—
Amestec total	100,0	155,14

— Consumul de amestec fluid cu autoîntărire, 0,231 t/t lingotiere;

— Preţul amestecului fluid cu autoîntărire, 0,231 × 155,14 zl/t = 35,82 zl/t lingotiere.

După cum se vede din calculele de mai sus, se obţine o scădere a costurilor pe 1 t de lingotiere cu 12,77 zl, adică 26 %, cu toată creşterea preţului amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire, faţă de preţul amestecurilor obţinute. Această diferenţă a preţului amestecurilor de formare apare deoarece turnătoriile de lingotiere nu au introdus regenerarea amestecurilor fluide cu autoîntărire.

b) *Monopera*

Economia de manoperă, comparînd cele două procedee, este dată în tabela 3.

Ca urmare a folosirii procedeului de formare cu amestecuri fluide autoîntăritoare, cheltuielile de manoperă pe 1 t de lingotiere scad cu 28,46 zl, adică cu 70 %.

c) *Scăderea consumului de gaze pentru uscarea formelor şi miezurilor*, ca urmare a introducerii procedeului de formare cu amestecuri fluide cu autoîntărire a scăzut cheltuielile pentru uscarea formelor şi miezurilor cu 38,40 zl/t, adică cu 83%.

d) *Eliminarea aerului comprimat*

Reducerea preţului aerului comprimat pe 1 t de lingotiere reprezintă 254 $m^3 \times 0{,}07$ zl = 17,78 zl.

Tabela 3

Operaţia	Manopera, h		Diferenţa de timp, h
	procedeul vechi, 2 lingotiere/formă	procedeul cu amestec fluid cu autoîntărire, 2 lingotiere/formă	
Formarea mantalelor	10,0	0,4	9,6
Finisarea mantalelor	4,0	4,0	0,0
Formarea miezurilor	9,0	0,4	8,6
Finisarea miezurilor	3,0	3,0	0,0
Asamblarea pentru turnare	6,0	4,0	2,0
Economia de manoperă	32,0	11,8	20,2

— economia de manoperă la formare pe 1 t de lingotiere
la procedeul vechi 32 h × 14,2 t = 2,26 h
la procedeul cu amestec fluid cu autoîntărire
11,8 × 14,2 = 0,83 h
— costurile unei ore de manoperă la formare
procedeul vechi 17,95 zl
procedeul cu amestec fluid cu autoîntărire 14,60 zl
— costurile unei ore manoperă pe 1 t de lingotiere
la procedeele vechi 2,26 × 17,95 = 40,56 zl
la procedeul cu amestec fluid cu autoîntărire 0,83 ×
× 14,60 = 12,10 zl

Tabela 4

Denumirea	Economia pentru 1 t lingotiere, zl		Diferenţa de costuri, zl	Reducerea cheltuielilor, %
	Procedeul vechi	Procedeul nou		
Amestecul de formare	48,59	35,82	12,77	26
Manopera	40,56	12,10	28,46	70
Consumul de gaze	46,08	7,68	38,40	83
Aerul comprimat	17,78	—	17,78	100
Total	153,01	55,60	97,41	63,6

În tabela 4 se prezintă o recapitulare a considerentelor de ordin economic.

Randamentele obţinute au permis o reducere a costurilor în producţie de 2 420 000 zl pe an.

Construcţia şi execuţia agregatelor prototip pentru amestecuri fluide cu autoîntărire costă în total 650 000 zl.

Maşini şi instalaţii pentru procedeul cu amestecuri fluide cu autoîntărire

În colaborare cu institutele economice, birourile de proiectare şi exploatare, s-au fabricat în Polonia o serie de maşini şi instalaţii pentru procedeul cu amestecuri fluide cu autoîntărire. Diferite tipuri de aceste maşini şi instalaţii lucrează deja de cîţiva ani în turnătorii, astfel că s-au putut strînge o serie de observaţii cîştigîndu-se experienţă în acest domeniu.

Se pot indica următoarele maşini şi instalaţii importante, care îşi găsesc utilizarea la procesul de fabricaţie a lingotierelor.

Agregatul ACMS—12

Acest agregat (fig. 14) serveşte pentru prepararea discontinuă a amestecurilor fluide cu autoîntărire, dispozitivul de dozare al acestui agregat permiţînd o reglare fără trepte a compoziţiei amestecului de formare şi avînd o capacitate între 5 şi 12 t/h.

Agregatul este folosit la lucrul în locurile de execuţie a formelor şi miezurilor la care dimensionarea maximă a cutiilor de miez şi a formelor, care vin în contact direct cu agregatul de amestecare, pot fi umplute pe o suprafaţă de acţionare de 40 m^2.

— 3 000 mm lungime;

— 2 300 mm lăţime;

— 1 000 mm înălţime.

Agregatul posedă silozuri pentru componenţii amestecului de formare, o instalaţie de dozare, o instalaţie de amestecare în care se face fluidizarea amestecurilor, în continuare un dispozitiv de turnare şi unul de comandă.

O acţionare individuală şi punerea în funcţiune a instalaţiei de umplere sau a oricăror altor dispozitive în agregat se face de către muncitorul manevrant care apasă pe butoanele tabloului de comandă, care se găseşte într-un pupitru separat. Agregatul este deservit de un muncitor. Agregatul poate lucra automat într-un ciclu de funcţionare, în care caz dispozitivele de umplere lucrează prin impulsuri. Agregatul trebuie să lucreze mecanic şi să fie umplut cu componentele amestecului de formare fluid cu autoîntărire. Amestecul fluid se scoate într-un loc anumit, în zona braţului amestecătorului (fig. 15).

Caracteristici tehnice:

- Productivitatea, 5 – 12 t/h;
- Puterea instalată, 15,0 kW;
- Consumul mediu de apă, 0,3 m^3/h;
- Suprafaţa formei, 40 m^2;

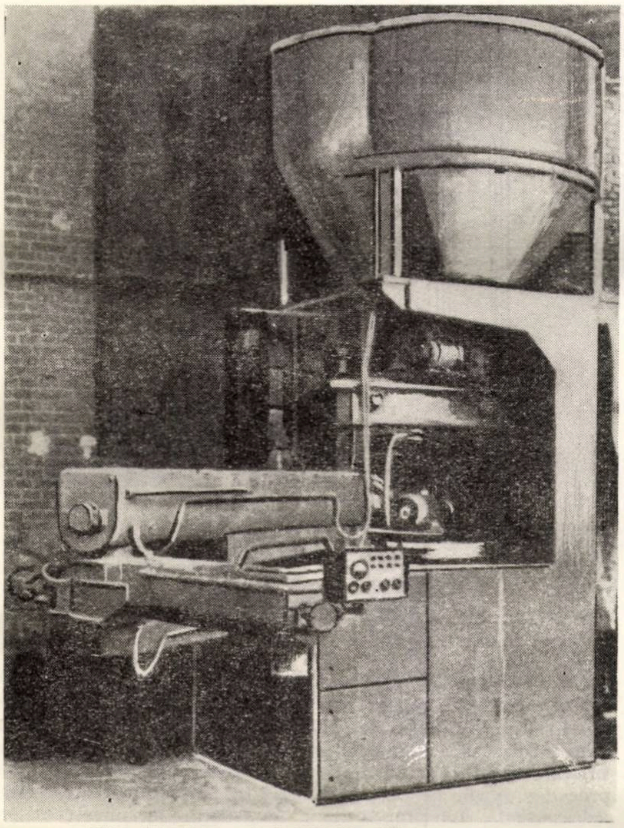


Fig. 14. Agregatul ACMS–12.

- Volumul silozurilor:
  - nisip, 5,0 m^3;
  - întăritor, 0,5 m^3;
  - accelerator, 0,25 m^3;
  - fluidizant, 2,0 m^3;
- Distanţa orificiului de evacuare de la nivelul ± 0 al turnătoriei, 1 110 mm;
- Cotele de gabarit:
  - lungimea (cu braţul întins), 6 710 mm;
  - înălţimea, 4 550 mm;
  - lăţimea, 2 190 mm;
  - greutatea, 6 000 kg.

Agregatul ACMS–25

Acest agregat (fig. 16) este asemănător cu instalaţia discontinuă de pregătire a amestecurilor fluide cu autoîntărire şi construcţia lui este asemănătoare cu a agregatului ACMS–12.

Caracteristici tehnice:

- Productivitatea, 10 pînă la 25 t/h;
- Înălţimea orificiului de evacuare faţă de nivelul ± 0 al turnătoriei, 1 314 mm;
- Cotele de gabarit:
  - lungimea (cu braţul întins), 7 200 mm;
  - lăţimea, 3 500 mm;
  - înălţimea, 5 500 mm;
- Puterea instalată, 18,1 kW;
- Greutatea, 8 600 kg.

Agregatul ACMS–40

Acest agregat (fig. 17) serveşte pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire. Construcţia este asemănătoare cu cea a agregatului ACMS–12.

Caracteristici tehnice:

- Productivitatea, 20–40 t/h;
- Suprafaţa formei, 60 m^2;
- Înălţimea orificiului de evacuare faţă de nivelul ± 0 al turnătoriei, 1 360 mm;

- Cotele de gabarit:
  - lungimea (cu braţul întins), 8 520 mm;
  - lăţimea, 3 060 mm;
  - înălţimea, 7 250 mm;

- Puterea instalată, 46 kW;
- Greutatea, 15 500 kg.

Dispozitivul de umplere a amestecului UN–30

Dispozitivul (fig. 18) duce amestecul de formare fluid cu autoîntărire de la agregat la locul de formare, atît timp cît distanţa este pînă la 5 m. El constă din două benzi de formare, care lucrează una spre cealaltă. Benzile formează o articulaţie, cu care evacuarea amestecului se face în plan orizontal sau vertical. Instalaţia se foloseşte pentru turnătoriile cu instalaţii de transport reduse.

Caracteristici tehnice:

- Productivitatea instalaţiei, pînă la 30 t/h;

- Domeniul de răsucire:
  - a primului braţ, 340°;
  - al celui de-al doilea braţ, 190°;

- Unghiul de ridicare:
  - al primului braţ, ± 15°;
  - al celui de-al doilea braţ, + 30–5°;

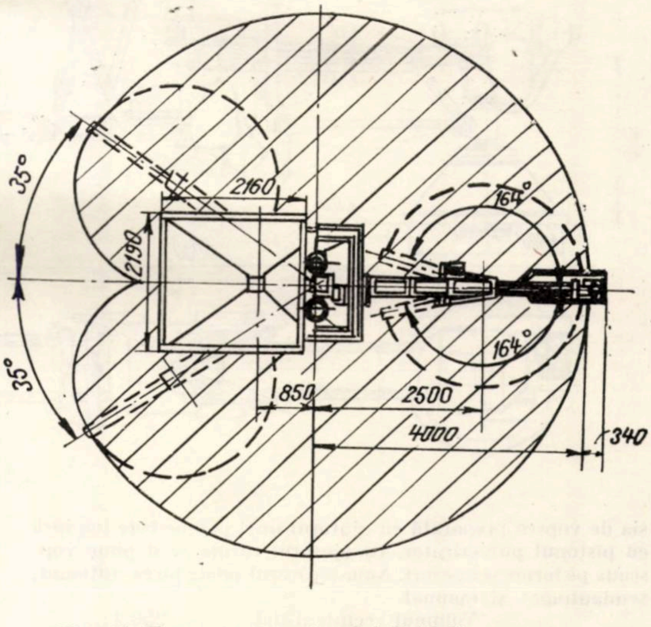


Fig. 15. Evacuarea amestecului fluid din agregat.

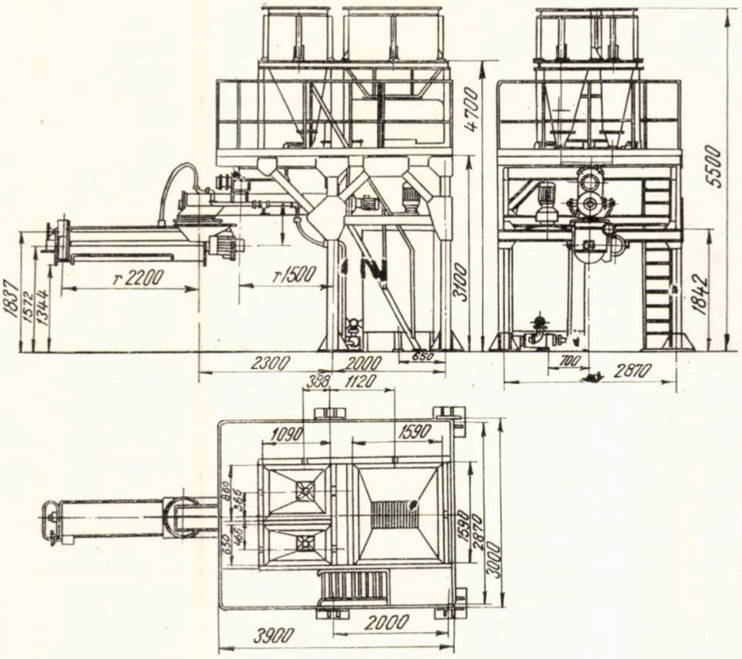

4700
5500
3100
1842
1837
1572
1344
r 2200
r 1500
2300
2000
650
388
1120
700
2870
1090
1590
880
346
650
465
1590
2870
3000
3900
2000

Fig. 16. Agregatul ACMS–25.

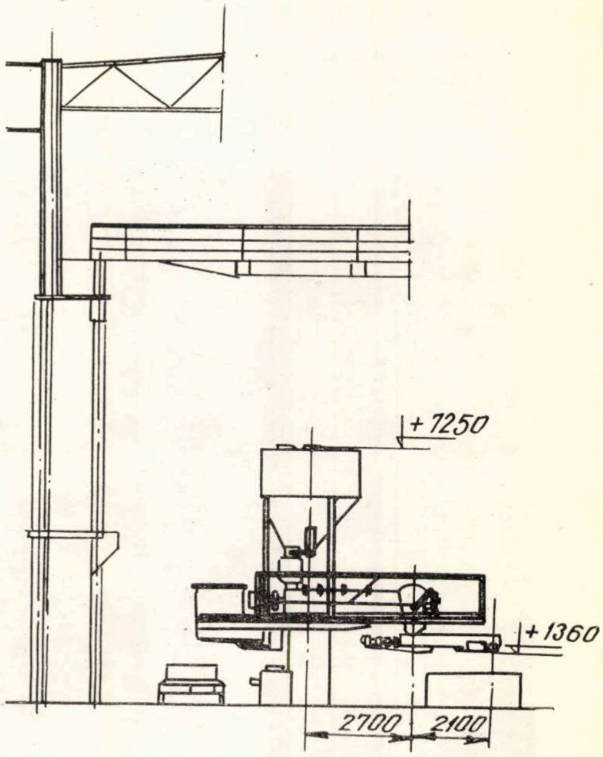

+7250
+1360
2700
2100

Fig. 17. Agregatul ACMS–40.

— Înălțimea maximă a evacuării :
— față de sol, 2 230 mm ;
— putere instalată, 2,2 kW.

Amestecătorul pentru vopsele MP–250
Amestecătorul (fig. 19) este folosit pentru amestecarea rapidă a stratelor protectoare a formelor și miezurilor. Emulsia de vopsea preparată cu ajutorul unei pompe este împinsă cu pistonul pulverizator, cu ajutorul căruia se depune vopseaua pe forme și miezuri. Amestecătorul poate lucra automat, semiautomat și manual.

— Volumul recipientului, 250 l;
— Puterea instalată, 9,7 kW

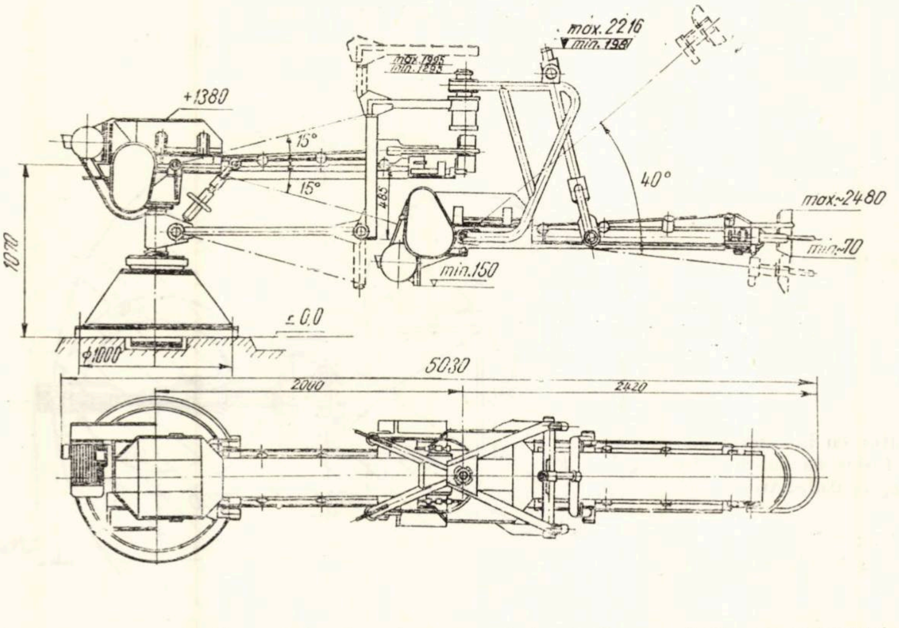

max. 2216
min. 1981
max. 1995
min. 1295
+1380
15°
15°
465
40°
max. 2480
min. 70
min. 150
1070
± 0,0
φ 1000
5030
2000
2420

Fig. 18. Dispozitivul de umplere a amestecului UN–30.

În Institutul polonez de turnătorie au fost folosite mai multe metode de regenerare a amestecului de formare, care pot fi alese în funcție de condițiile locale. Metodele de lucru cuprind procedee umede și uscate. Procedeului de regenerare în stare uscată i se dă o atenție deosebită. În afară de două procedee umede de regenerare au fost perfecționate trei procedee uscate. La procedeele de regenerare a amestecurilor fluide cu autoîntărire se poate recupera pînă la 75% din amestecul de formare (fig. 20), ceea ce duce la o îmbunătățire substanțială a considerentelor economice. În continuare greutățile de transport prin aducerea de nisip nou și evacuarea celui vechi se micșorează ; la procedeele de regenerare uscate, cheltuielile cu uscarea nisipului sînt reduse.

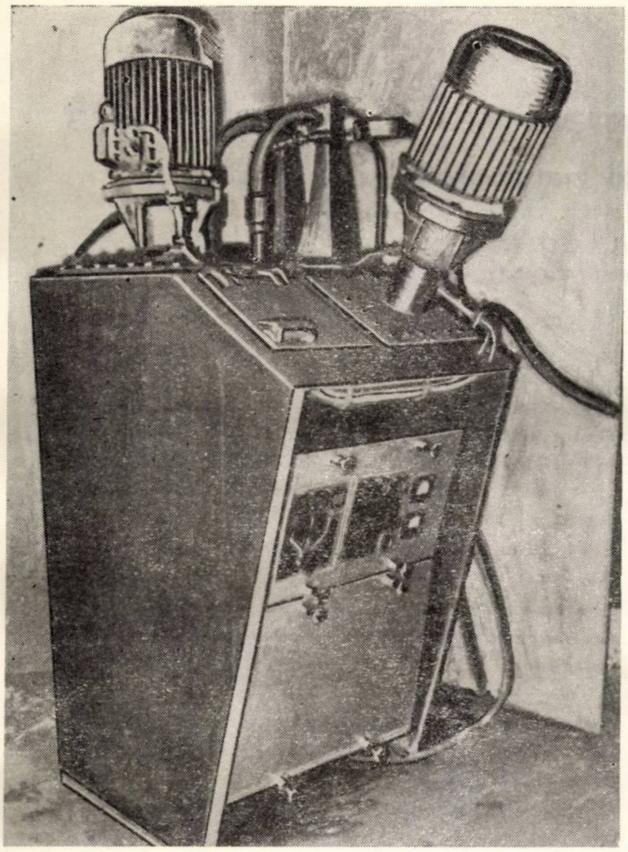


Fig. 19. Amestecătorul pentru vopsele MP–250.

Noi perfecţionări la fabricaţia lingotierelor

În Uzina sus-amintită se găseşte a doua turnătorie de lingotiere, care realizează lingotiere de 12–18 t (fig. 21) intrată în producţie în 1966, cu o producţie de 130 000 t piese turnate. Turnătoria este modernă, avînd instalaţii mecanizate pentru prepararea amestecurilor, pentru transport şi diferite lucrări ajutătoare ; îndesarea formelor se realizează cu maşini cu cap aruncător.

Pe baza experienţei acumulate în ani de exploatare s-a hotărît ca turnătoriile noi introduse în exploatare să fie dotate cu instalaţiile cele mai bune şi în acelaşi timp corespunzătoare noului proces de fabricaţie, prin folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire.

O analiză tehnico-economică precisă a arătat că în prezent, folosindu-se procedee de formare cu grad ridicat de mecanizare în producţie, prin trecerea la procedeul cu amestecuri fluide cu autoîntărire, se realizează o scădere a cheltuielilor de producţie astfel :

— Scăderi prin economia de manoperă,		17% ;
din care în forme		57% ;
— Scăderi ale cheltuielilor secţiei,		10% ;
din care :	cheltuieli la materialele de formare,	6% ;
	cheltuieli cu amortizare,	5% ;
	cheltuieli de încălzire,	62% ;
	cheltuieli la consumul de energie şi aer comprimat,	17% ;
— Scăderi la cheltuielile de punere în funcţiune şi întreţinere,		6% ;
— Scăderi ale cheltuielilor pentru modele şi rame de formare,		3%.

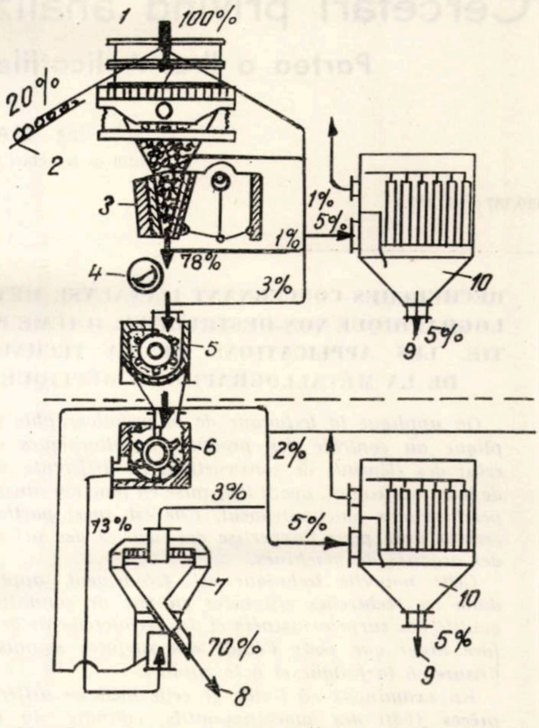


Fig. 20. Regenerarea amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire :

1 – dezbatere ; *2* – haldă ; *3* – concasor ; *4* – separare magnetică ; *5* – concasare finală ; *6* – regenerare ; *7* – sortare ; *8* – nisip regenerat ; *9* – praf ; *10* – desprăfuire.

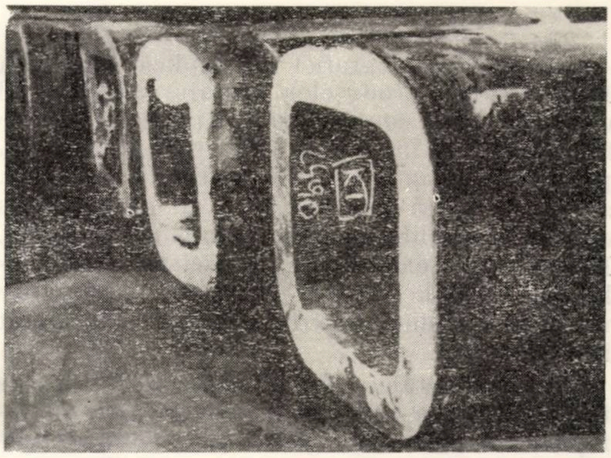


Fig. 21. Lingotiere de 12 – 18 t.

În general s-a realizat o economie anuală în fabricaţia lingotierelor de 8 378 100 zloţi ; cheltuielile de producţie la 1 t de lingotiere au scăzut cu 126,9 zloţi.

Sumele investite pentru modernizarea turnătoriei s-au recuperat în trei ani.

◆

Cercetări privind analiza metalografică nedistructivă

Partea a II-a. Aplicaţiile tehnicii metalografiei cu replică

Ing. MARIA SOLACOLU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ 620.187 : 620.179.1

RECHERCHES CONCERNANT L'ANALYSE MÉTALLOGRAPHIQUE NON-DESTRUCTIVE. II-IÈME PARTIE. LES APPLICATIONS DE LA TECHNIQUE DE LA MÉTALLOGRAPHIE À RÉPLIQUE

On applique la technique de la métallographie à réplique au contrôle des produits métallurgiques ou à celui des éléments de construction, en différents stades de leur fabrication, avant leur mise en fonction ainsi que pendant leur fonctionnement. Elle est aussi particulièrement utile pour l'expertise des avaries des pièces ou des organes de machines.

Cette nouvelle technique est fréquement appliquée dans les recherches effectuées en vue de connaître la qualité des surfaces usinées et des recouvrements de surface ainsi que pour l'étude des surfaces soumises à l'usure, à la fatigue et à la rupture.

En examinant à l'aide de cette méthode différentes pièces (bâti des machines-outils, cylindre du laminoir, bloc-matrice) on remarque les importants avantages techniques et économiques offerts par la technique de la métallographie à réplique.

INVESTIGATIONS REGARDING NON-DESTRUCTIVE METALLOGRAPHIE ANALYSE. PART II. APPLICATIONS OF THE REPLICA METALLOGRAPHY TECHNIQUE

The technique of replica metallography is applied for control of metallurgical products or of construction elements in various stages of their manufacturing, before commissioning as well as during operation. It is equally very useful in damage survey of machine parts.

This new technique finds manifold utilizations in investigations regarding quality of processed surfaces and coatings, for studies of surfaces undergoing wear, fatigue and breaking.

Examination of several parts (machine-tool frames, mill rolls, die-blocks), by means of the method, emphasized the great technical and economic advantages of the replica metallography technique.

Tehnica metalografiei cu replică se aplică la controlul produselor metalurgice sau al elementelor de construcţie în diverse stadii ale fabricaţiei lor, înainte de intrarea în funcţiune, precum şi în timpul funcţionării. De asemenea, această tehnică este deosebit de utilă pentru expertiza avariilor la piese sau organe de maşini. Pentru toate examinările în vederea controlului în cazurile arătate mai sus, suprafeţele metalice trebuie pregătite aşa cum s-a arătat în partea I.

Tehnica metalografiei cu replică îşi găseşte însă numeroase aplicaţii şi la cercetarea suprafeţelor metalice nepregătite prin polizare, şlefuire şi lustruire. Este cazul cercetărilor ce au ca scop cunoaşterea calităţii suprafeţelor prelucrate şi a acoperirilor de suprafaţă, pentru studiul suprafeţelor supuse la uzură, oboseală, rupere, precum şi pentru detectarea fisurilor.

De bună seamă, o serie de aplicaţii diverse întregeşte domeniul destul de larg şi variat al acestei noi tehnici.

Controlul în cursul fabricaţiei şi înainte de intrarea în funcţiune. Un important cîmp de aplicaţie îl constituie controlul pieselor prelucrate la care această metodă se dovedeşte foarte suplă. Astfel, cu ajutorul replicilor, s-a verificat uniformitatea structurală şi lipsa fisurilor la roţile dinţate şi la pinioanele de mari dimensiuni. Tot cu ajutorul replicii s-a determinat grosimea stratului călit la pereţii găurilor de ungere la arborii căliţi superficial [1].

Tehnica metalografiei cu replică poate fi folosită cu succes la examinarea structurală a pieselor turnate. În revistele de specialitate se citează folosirea la următoarele piese : blocuri matriţe, cilindri de laminor, ghidaje pentru maşini-unelte [3].

Printre cazurile practice de piese examinate înaintea intrării în serviciu, se semnalează controlul pieselor sudate şi al aparaturii din centralele termice (cazane, plăci de condensator, ţevi etc.) [1]. Societatea de electricitate franceză a aplicat metoda cu replică la un rotor de turbină cu secţiune inelară, obţinînd bune rezultate [9].

În scopul aplicării tehnicii metalografiei cu replică la analiza nedistructivă, la Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini s-a examinat structura batiului unor maşini-unelte. În figura 1 se arată microstructura batiului unei maşini de rectificat ; se observă

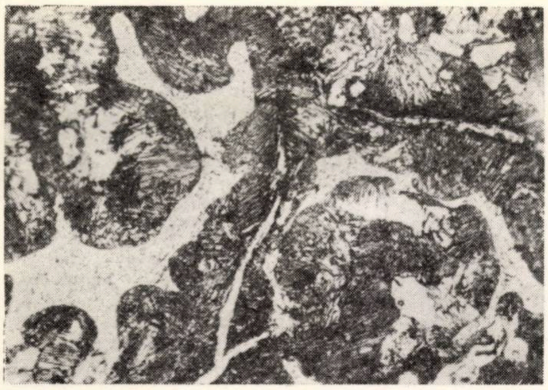


Fig. 1. Grafit lamelar, perlită fină şi eutectic fosforos (200 : 1), replică din staniu.

filamente de grafit, perlită fină şi eutectic fosforos.

De asemenea s-a determinat microstructura unor blocuri-matriţă din oţel MoCN 15, forjate la Uzina de maşini grele—Bucureşti şi a unor cilindri de laminor din oţel 75 MoC 11, forjaţi la aceeaşi uzină. S-a lucrat cu replică din staniu, folosind pentru presare un dispozitiv proiectat şi executat la I.C.T.C.M. În figura 2 se vede dispozitivul de presare, montat pe un cilindru de laminor, iar în figura 3 se arată structura de normalizare a acestuia.

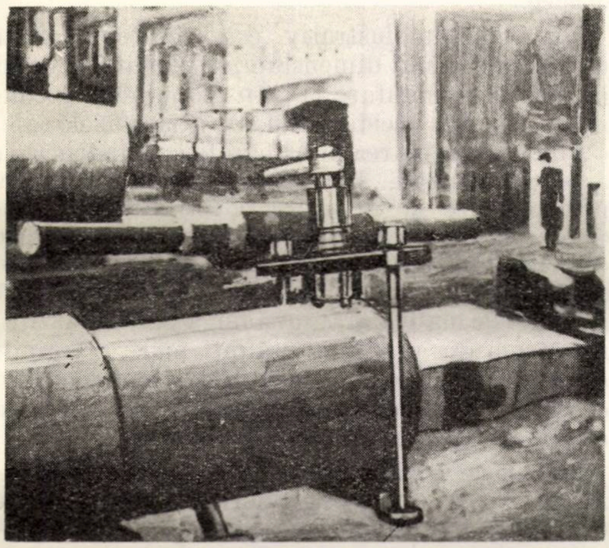


Fig. 2. Dispozitivul de presare I.C.T.C.M. montat pe un cilindru de laminor.

Controlul în timpul funcţionării. Pentru acest control, metalografia cu replică permite să deceleze microfisuri de oboseală, fisuri de tratament termic, fisuri de coroziune sub tensiune. În acest domeniu s-au efectuat, în Franţa, aplicaţii numeroase la piese de avioane în curs de exploatare [1]. Tot în Franţa se controlează sistematic microstructura la toate rezervoarele generatoarelor de vapori cu un debit de peste 100 t/h [10]. Acest control a fost introdus în urma unui accident survenit la fundul rezervorului unui generator de vapori. Studiul microstructural s-a efectuat cu ajutorul replicilor luate în deschiderea gurii de vizitare, ceea ce permite să se controleze întreaga grosime a tolei. În cazul în care structura tolei fundurilor prezenta un caracter de fragilitate, s-a căutat a se detecta eventualele amorse de rupere.

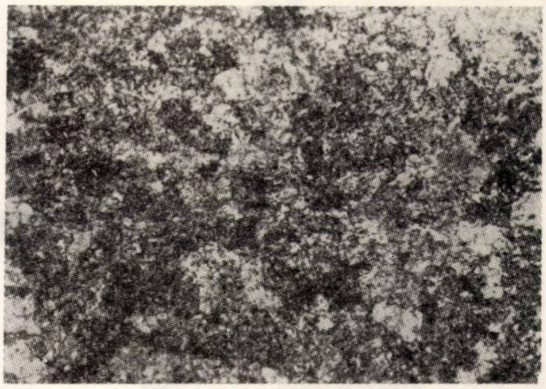


Fig. 3. Structură de normalizare (200 : 1), replică din staniu.

Examinările microstructurale au arătat că din 156 de funduri de rezervoare, 75% prezintă o structură normală, iar 25%, o structură grosolană. Structura cu grăunte grosolan a luat naştere din cauza temperaturii prea ridicate la care s-a ajuns prin tăierea cu flacără oxiacetilenică, practicată la gura de vizitare. Tensiunile din tolă au dus, în acest caz, la formarea de fisuri care au servit drept amorsă de rupere.

În S.U.A. se citează folosirea metalografiei cu replică pentru controlul suprafeţei unui cilindru de laminat tablă [11], pe baza constatării că suprafaţa tablei laminate este de calitate inferioară. Cercetarea suprafeţei cilindrului a arătat existenţa unor incluziuni mari. Pe această bază s-a stabilit un program de urmărire a tehnologiei de elaborare a cilindrilor în vederea îmbunătăţirii calităţii tablei.

La Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini s-a efectuat analiza metalografică nedistructivă a unei probe de circa 15 kg, prelevată din schimbătoare de cale ferată, tratate prin curenţi de înaltă frecvenţă, care prezenta o excavaţie locală.

Pe suprafaţa pregătită prin şlefuire şi lustruire s-au luat replici din staniu metalic (fig. 4). Examinarea microscopică a acestor replici a scos în evidenţă existenţa unor mici fisuri, precum şi a numeroase incluziuni arătate în figura 5.

Analizînd microscopic şi replicile luate pe suprafaţa atacată cu nital, s-a pus în evidenţă structura martensitică cu aspect de supraîncălzire în vecinătatea microfisurilor din zona tratată termic (fig. 6). Aspectul microstructural, asociat cu caracterul intercristalin al fisurii, duce la presupunerea că piesa analizată a fost supraîncălzită în timpul călirii. Această supraîncălzire a favorizat formarea fisurilor care au dus în final la formarea excavației locale constatate.

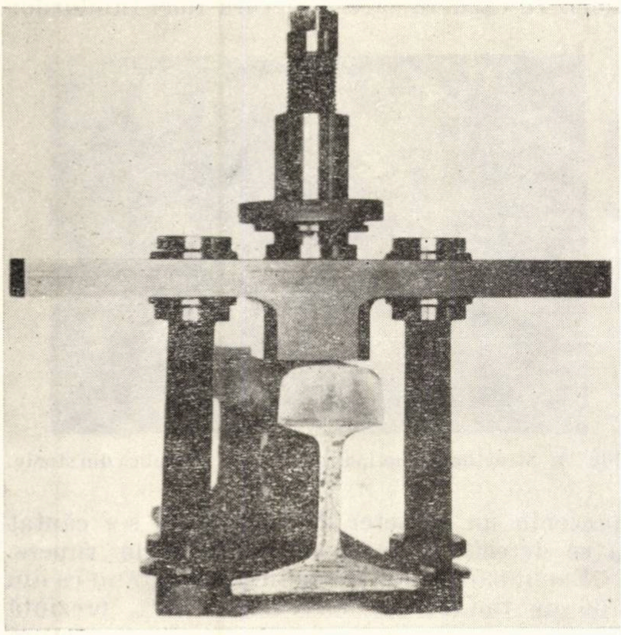


Fig. 4. Dispozitivul de presare I.C.T.C.M. montat pe o probă prelevată din schimbătoare de cale ferată.

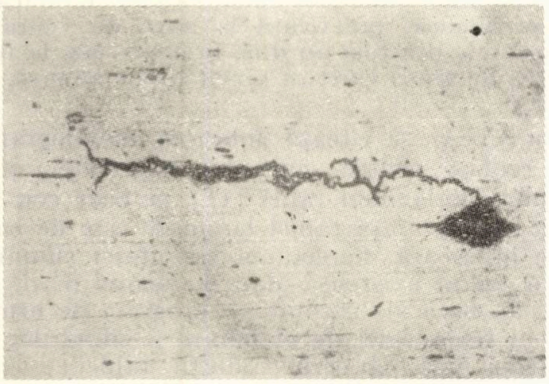


Fig. 5. Fisură și incluziuni (100 : 1), replică din staniu.

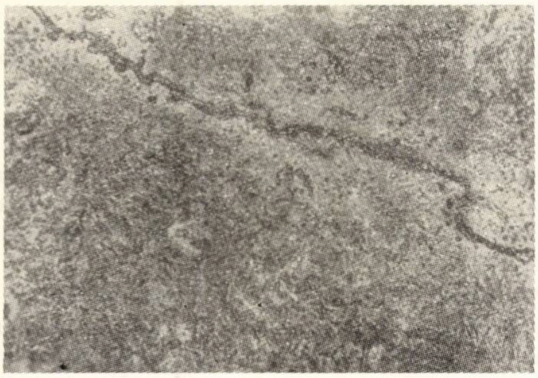


Fig. 6. Structură martensitică cu aspect de supraîncălzire (400 : 1), replică din staniu.

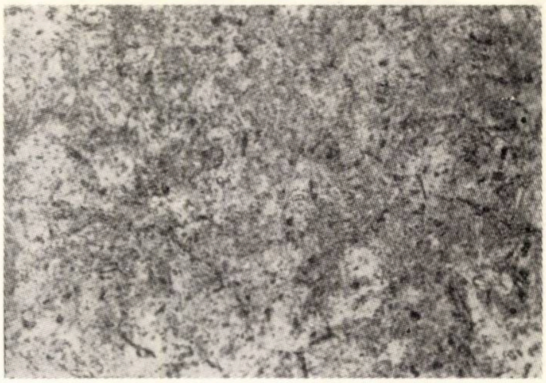


Fig. 7. Structură martensitică fină (400 : 1), replică din staniu.

În figura 7 se arată microstructura aceleiași piese, examinată cu ajutorul unei replici luată în altă regiune a zonei tratată termic, remarcîndu-se o structură martensitică fină, fără aspecte de supraîncălzire.

Expertiza pieselor avariate în timpul funcționării. De la punerea la punct, metalografia nedistructivă a rezolvat o mare varietate de probleme cu privire la expertiza pieselor fisurate sau rupte în timpul funcționării, probleme în cea mai mare parte inaccesibile metodelor clasice.

Un exemplu ilustrativ este cel referitor la un cazan de mari dimensiuni, explodat în cursul încercării de montare [1]. În scopul de a reconstitui evoluția accidentului și a afla cauzele sale, s-a inițiat cercetarea metalografică nedistructivă a porțiunii rupte. Pentru aceasta s-au pregătit prin polizare și lustruire electrolitică locală 60 de suprafețe repartizate de-a lungul a șase direcții lîngă gura de vizitare, regiune în care se observa ruperea. Examinarea microscopică a replicilor luate a arătat că lîngă gura de vizitare, structura prezenta grăunți mari, mărginiți de separări grosolane de ferită, și devenea din ce în ce mai fină cu cît suprafața cercetată se afla mai departe de gura de vizitare.

În cele ce urmează se vor expune acele domenii de folosire a metalografiei cu replică, la care examinarea se efectuează pe suprafețe nepregătite.

Aprecierea calității suprafeței prelucrate. Folosind tehnica metalografiei cu replică în S.U.A. [2], s-a putut controla calitatea suprafeței pieselor obținute prin diferite procedee de polizare, lepuire, tăiere cu fluide.

De asemenea, s-a folosit, pentru depistarea defectelor de pe suprafața cilindrilor de laminor, defecte care afectează calitatea benzilor laminate [13].

Aprecierea calității acoperirilor de suprafață. Pentru a realiza controlul nedistructiv al pieselor metalice, supuse la diferite procese de acoperiri de suprafață, se apelează la tehnica metalografiei cu replică. Astfel, tijele de amortizare pentru vehicule grele, cromate dur, avînd diametrul de 16 mm, nu pot fi examinate direct la microscop întrucît, din cauza convexității, numai porțiunea centrală a cîmpului microscopului este iluminată. Replica desfășurată nu prezintă însă la examinare neajunsurile datorite razei de curbură a tijelor.

În cadrul experimentărilor, la Institutul tehnologic pentru construcția de mașini s-a urmărit structura și existența porilor la acoperirile de crom, executate prin procedeul clasic în atelierul de galvanizare al institutului. S-au examinat replicile luate pe suprafața tijelor-probă, avînd diametrul similar tijelor de servomotor pentru sistemul hidroenergetic de la Porțile de Fier. În figura 8 este arătată structura suprafeței cromate, care arată o rețea de fisuri caracteristică unei grosimi de strat de 50μ.

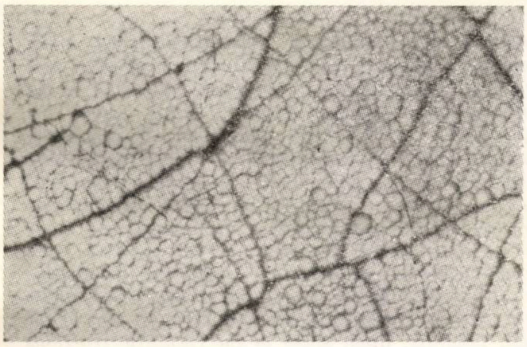


Fig. 8. Acoperire de crom, rețea de fisuri (100 : 1), replică din staniu.

Cercetarea suprafețelor supuse la uzură și oboseală. Tehnica metalografiei cu replică se aplică cu succes la studiul uzurei [14]. Astfel, folosind pelicule din lac nitrocelulozic și dispozitive cu contrast interferențial, adoptate la microscopul metalografic, se pot decela neregularități slabe ale suprafeței, de ordinul a 15 Å .

Replica are, în cazul de față, și avantajul de a constitui un ,,element de memorie'', permițînd compararea cu o stare ulterioară a suprafeței cercetate, mai mult sau mai puțin modificată prin uzură.

Cercetarea suprafețelor de rupere. Studiul suprafețelor de rupere și în special al celor ce provin de la piese rupte în timpul funcționării a constituit, în ultima vreme, o preocupare deosebită, determinînd realizarea de lucrări laborioase și sistematice.

Folosind tehnica replicilor examinate la microscopul electronic, s-au cercetat suprafețele de rupere în cele mai mici detalii. În felul acesta a luat ființă ,,microfractografia electronică nedistructivă'', care constituie în prezent un mijloc important de investigație pentru expertiza avariilor, domeniu în care completează și precizează concluziile analizei metalografice clasice.

Cu toate că microfractografia este relativ recentă, anumite aspecte de rupere, dintre cele mai obișnuite, sînt considerate clasice de cei care lucrează în acest domeniu. Astfel, se pot distinge aspectele caracteristice de rupere ductilă, rupere fragilă, aspecte de striuri de fisurare progresivă sub solicitare ciclică (sau de oboseală).

În afara aplicațiilor la examinările nedistructive pentru care este destinată, tehnica metalografiei cu replică aduce simplificări în raport cu metodele metalografiei clasice. Astfel, metoda se extinde la probe mici sau epruvete a căror observare directă ar prezenta dificultăți. Se citează folosirea replicilor pentru examinarea suprafețelor tablelor din oțel inoxidabil austenitic de 1 mm grosime. În felul acesta se completează datele obținute din analiza metalografică a secțiunii tablei.

Din aceste cîteva exemple se remarcă posibilitățile pe care le oferă tehnica metalografiei cu replică la studiul microstructural al pieselor și organelor de mașini — de la cele mai mici la cele mai voluminoase și complicate.

Îmbunătățită continuu, în detalii de execuție, tehnica metalografiei cu replică aduce importante servicii atît inginerilor din producție, cît și cercetătorilor de laborator.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mencarelli E. *Metalografia nedistructivă. Tehnică și aplicații.* Memorial de l'artillerie française, nr. 4, 1965, p. 861—901.

[2] Jacquet P. A. și Van Effenterre A. *Metodă nedistructivă de examinare macro- și microstructurală.* Metallurg, nr. 2, 1957, p. 107 — 114.

[3] Lamb A. D. *O tehnică metalografică pentru examinarea structurii la suprafața pieselor turnate.* The british foundryman, nr. 3, 1965, p. 114 — 118.

[4] Jacquet P. A. *Perfecționări și noi aplicații ale tehnicii examinărilor metalografiei nedistructive.* Metallurg, nr. 6, 1958, p. 531 — 536.

[5] Jacquet P. A. *Aplicarea tamponului electrolitic și a replicii nitrocelulozice la metalografia nedistructivă a materialelor feroase.* Circ. d'informations techniques, nr. 7—9, 1960.

[6] Solacolu M. *Cercetări privind asimilarea metodelor metalografiei cu replică.* Lucrare I.C.T.C.M., p. 15 — 34.

[7] Henry G. și Plateau J. *O nouă metodă de replică metalografică nedistructivă.* Nickel, nr. 3, 1963, p. 67.

[8] Giannoni M. *Examinarea metalografică nedistructivă cu ajutorul replicii din Sn—Pb.* Metallurgia italiana, nr. 11, 1963, p. 595 — 596.

[9] Rath R. și Thivin M. *Cîteva exemple de metalografie nedistructivă la societatea de electricitate din Franța.* Materialprüfung, nr. 12, 1963, p. 473.

[10] Cordier J. și Butin J. P. *Examinări nedistructive sistematice ale rezervoarelor generatorilor de vapori ai societății de electricitate din Franța.* La Technique moderne, apr., 1965, p. 912.

[11] Lyn E. A. *Replica oferă noi posibilități de studiere a suprafețelor cilindrilor.* Iron and Steel Engineer, aug., 1966, p. 129 — 133.

[12] Krashers D. *Replicile din material plastic ajută la aprecierea calității suprafeței.* Metal Progress, sept., 1965, p. 98 — 99.

[13] Thomson P. F. *Topografia benzilor laminate.* J. Australian Inst. of Metals, nr. 3, 1968.

[14] Courtel R. *Studiul uzurii prin metoda replicilor.* Machine-Outil française, nr. 185, mar., 1963, p. 103 — — 115.

Consideraţii privind cinetica leşierii minereurilor în procesele hidrometalurgice

Dr. ing. FL. OPREA şi ing. I. NAGY
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 622.3 : 669.017

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LA CINÉTIQUE DU LESSIVAGE DES MINÉRAIS DANS LES PROCESSUS HYDROMÉTALLURGIQUES

En se basant sur les principes de la chimie physique, on fait une analyse des principaux phénomènes qui apparaissent lors du lessivage des minérais ou des concentrés de métaux non-ferreux : la diffusion du réactif à la frontière interphasique, l'adsorbtion du réactif sur la surface du corps solide, les réactions hétérogènes de formation des components solubles, la diffusion des produits de la réaction de la surface interphasique, la corrélation entre la vitesse du lessivage et les paramètres cinétiques du processus etc. On fait des références concernant la cinétique du processus de solubilisation, en mentionnant les principales équations mathématiques qui reflètent la dépendance de la vitesse de réaction par rapport à l'étendue de la surface de la phase solide, à la vitesse du processus de diffusion du réactif et des produits de la réaction ainsi que par rapport à la vitesse des réactions chimiques qui ont lieu pendant le processus de lessivage ; l'une de ces réactions a la forme :

$$\frac{dx}{dt} = \frac{K_1 \Delta b \sqrt[3]{\left(\frac{1}{Na}\right)^2} (1-x)^{5/3}}{K_1 d_1 + \Delta}$$

dans laquelle : K_1 est la constante de la vitesse de la réaction ; x – la fraction molaire ; N, a, b – des constantes qui tiennent compte de la surface interphasique.

L'influence quantitative de la température est indiquée à base de la réaction d'Arhenius et l'on mentionne le fait que la cinétique du processus de lessivage est conditionnée par les trois stades du processus : a) – le transport des particules qui réactionnent sur la surface d'interaction ; b) – l'interaction proprement-dite entre le réactif et les particules de la phase solide ; c) – l'élimination des produits de réaction de la surface de séparation interphasique.

CONSIDERATIONS REGARDING KINETICS OF ORE ALKALINIZATION IN HYDROMETALLURGICAL PROCESSES

Based on the principles of physical chemistry, main phenomena arising during alkalinization of ores and non-ferrous concentrates are analysed : diffusion of the reactive at the interphase boundry, adsorbtion of the reactive at the surface of the solid body, heterogeneous reactions leading to development of soluble compunds, diffusion of reaction products at the interphase surface, correlation between alkalinization speed and kinetic parametra of the process a.s.o. References are made regarding kinetics of the solubilization process, and main mathematical equations — reflecting the dependence of reaction speed upon size of the solid phase surface, upon diffusion speed of the reactive and of the reaction products, upon speed of the chemical reactions taking place during alkalinization — are mentioned ; one of these equations has the following form :

$$\frac{dx}{dt} = \frac{K_1 \Delta b \sqrt[3]{\left(\frac{1}{Na}\right)^2} (1-x)^{5/3}}{K_1 d_1 + \Delta}$$

where : K_1 speed factor of the reaction; x, molar ratio; N, a, b, constants, taking into account the interphase surface.

Quantitative influence of temperature is emphasized by Arrhenius equation, as well as by the fact that the alkalinization process kinetics is conditioned by the following three stages :

a) transport of particles reacting on the interaction surface ;

b) proper interaction between reactive and solid phase particles ;

c) removing of reaction products from the interphase separation surface.

În hidrometalurgie, trecerea în soluţie a uneia sau a mai multor componenţi dintr-un material se realizează prin operaţia de leşiere. Parametrii care determină desfăşurarea acestei operaţii sînt : temperatura, mărimea suprafeţei de separare interfazică (granulaţia materialului), viteza de agitare, prezenţa altor ioni în soluţie, presiunea parţială a unor gaze care participă în proces etc. În prezenta lucrare se arată corelaţia dintre aceşti parametri pentru cîteva dependenţe cinetice întîlnite în procesele de leşiere.

Consideraţii privind transportul de masă în procesele de leşiere

Cinetica proceselor de leşiere este condiţionată de vitezele celor trei stadii constitutive ale procesului: *a*) — transportul particulelor care reacţionează pe suprafaţa de interacţiune; *b*) — interacţiunea propriu-zisă dintre reactiv şi particulele de fază solidă; *c*) — îndepărtarea produselor de reacţie de la suprafaţa de separare interfazică. Vitezele de difuzie corespunzătoare stadiilor *a* şi *c*, fiind mai mici decît cele ale reacţiilor care au loc, în vecinătatea suprafeţei interfazice se creează o peliculă de soluţie saturată.

Grosimea stratului de separaţie d_o, care ia naştere între corpul solid şi masa lichidă, se compune dintr-un substrat de difuzie d_1, în care transportul de substanţă are loc prin difuzie, şi un substrat de convecţie d_2, în care transportul de substanţă se realizează prin convecţie. Viteza curentului de difuzie se poate exprima prin legea de variaţie a concentraţiei în substratul de difuzie:

$$\frac{dc}{dt} = \frac{\Delta S}{d_1}(c - c_0), \tag{1}$$

unde:

Δ este coeficientul de difuzie moleculară;

c — concentraţia reactivului utilizat la leşiere în masa soluţiei;

c_o — concentraţia reactivului la suprafaţa corpului solid;

d_1 — grosimea substratului de difuzie;

S — mărimea suprafeţei prin care se face difuzia.

Transportul prin convecţie are o viteză suficient de mare şi, din această cauză, concentraţia reactivului utilizat este aceeaşi în substratul de difuzie şi în masa soluţiei. Chiar la mişcarea turbulentă a lichidului, foarte aproape de suprafaţa corpului solid, stratul de lichid se mişcă foarte încet, încît începe să predomine transportul prin difuzie moleculară. De aceea relaţia (1) se verifică nu numai pentru mişcarea laminară, ci şi pentru mişcarea turbulentă a lichidului. Dacă dizolvarea decurge la suprafaţa granulelor, solventul îndeplineşte o sarcină hidrodinamică externă. Dacă leşierea are loc în adîncul fazei solide, lichidul îndeplineşte o sarcină hidrodinamică internă.

În condiţiile mişcării lichidului prin capilare, creerea mişcării turbulente este imposibilă. Mişcarea în pori decurge atît de încet, încît difuzia reactivului de leşiere şi mişcarea inversă a produselor de leşiere decurg în lichidul practic imobil. Ţinînd seamă de ipoteza lui Arrhenius, cu cît produsul de solubilitate ($S'_{A_mB_n}$) al componentului $A_m B_n$ aflat în echilibru cu soluţia apoasă va fi mai mare, cu atît substanţa se va solubiliza mai mult:

$$A_mB_n \rightleftharpoons mA^{x+} + nB^{y-}; K = \frac{[A^{x+}]^m\,[B^{y-}]^n}{[A_mB_n]};$$

$$S'_{A_mB_n} = [A^{x+}]^m\,[B^{y-}]^n$$

sau:

$$S_{A_mB_n} = f_A \cdot f_B \cdot S'_{A_mB_n} \tag{2}$$

unde:

f_A, f_B sînt coeficienţii de activitate corespunzători ionilor respectivi.

La o valoare constantă a tăriei ionice (intensitatea cîmpului electric din soluţia unui electrolit), coeficientul f, al unui ion, rămîne constant; solubilitatea creşte cu valenţa ionilor şi cu concentraţia lor deoarece coeficientul de activitate al ionului de solubilizat scade cu creşterea tăriei ionice:

$$F = \frac{1}{2}\sum_{i=1}^{n} n_i^2 c_i = \frac{1}{2}(n_1^2 c_1 + n_2^2 c_2 + + n_3^2 c_3 + \cdots + n_n^2 c_n)$$

unde:

n_1, n_2, n_3 sînt sarcinile diferiţilor ioni;

c_1, c_2, c_3 — concentraţiile corespunzătoare.

Solubilitatea unei substanţe scade cînd în soluţie se adaugă un ion de acelaşi fel. Solubilitatea unei substanţe creşte dacă în soluţia sa se adaugă un ion străin, dizolvarea fiind cu atît mai accentuată, cu cît valenţa ionului adăugat este mai mare, ca urmare a micşorării coeficientului de activitate f; pentru a ajunge la saturarea ionului A dizolvat, se dizolvă o cantitate anumită din substanţa respectivă deoarece activitatea trebuie să rămînă constantă.

Izotermele de adsorbţie ale substanţelor, dizolvate în soluţii, au în general o formă asemănătoare cu izotermele de adsorbţie ale gazelor, expresia analitică a procesului fiind de forma:

$$a = k\,c^{\frac{1}{n}},$$

unde:

a reprezintă cantitatea adsorbită din substanţa dizolvată;

c — concentraţia substanţei dizolvate;

k şi n — parametrii empirici constanţi pentru o anumită substanţă şi temperatură.

Procesul de adsorbţie poate fi caracterizat cu ajutorul relaţiei (3), analogă cu ecuaţia Van der Waals pentru starea gazelor:

$$\pi\,(S - s) = n\,RT, \tag{3}$$

unde:

π este presiunea bidimensională, egală cu micşorarea tensiunii superficiale a adsorbantului, datorită substanţei adsorbite; S — suprafaţa adsorbantului; s — suprafaţa moleculelor adsorbite; n — numărul de moli de substanţă; R — constanta gazelor; T — temperatura absolută.

Influenţa cantitativă a temperaturii asupra vitezei de reacţie se exprimă prin ecuaţia lui Arrhenius :

$$K_1 = K_0\, e^{-\frac{A_1}{RT}}, \tag{4}$$

în care :

K_1 este constanta vitezei de reacţie ; K_0 — constanta vitezei de reacţie cînd energia de activare este nulă ; A_1 — energia de activare ; R — constanta gazelor ; T — temperatura.

Influenţa aproximativă a temperaturii asupra vitezei de reacţie se determină cu ajutorul regulii experimentale a lui Van't Hoff, conform căreia constanta vitezei de reacţie creşte cu 10% pentru creşterea temperaturii cu 1°C.

Procesul de difuzie necesită de asemenea o energie de activare, deoarece molecula sau ionul care difuzează în mişcarea sa intră şi iese din sfera cîmpului de forţe a moleculelor solventului chiar dacă difuzia nu este însoţită cu distrugerea totală şi formarea altei legături chimice. Difuzia necesită o energie de activare de 1 000—3 000 cal/mol, faţă de 5 000 — 20 000 cal/mol în cazul reacţiilor chimice.

Influenţa cantitativă a temperaturii se apreciază, funcţie de variaţia coeficientului de difuzie, dată de relaţia :

$$\Delta = \Delta_0\, e^{-\frac{A_2}{RT}}, \tag{5}$$

în care :

Δ este coeficientul de difuzie ;

Δ_0 — coeficientul de difuzie cînd energia de activare este zero ;

A_2 — energia de activare.

O dată cu creşterea temperaturii, viscozitatea soluţiei se micşorează tot după o lege exponenţială, ceea ce atrage după sine mărirea vitezei de difuzie. Se apreciază că la creşterea temperaturii cu 1°C, viteza de difuzie se măreşte cu 2%.

Influenţa parametrilor experimentali asupra cineticii procesului de leşiere

Dacă procesul de dizolvare decurge numai la suprafaţă, fără modificarea suprafeţei cu exces de solvent, concentraţia solventului poate fi considerată constantă. În aceste condiţii, viteza totală a procesului de leşiere va fi constantă, exprimată cu o ecuaţie de ordinul zero :

$$\frac{dx}{dt} = K, \tag{6}$$

unde :

x este cantitatea de substanţă în fracţiuni de unitate la momentul t ;

K — constanta de viteză a procesului.

Cînd procesul de dizolvare decurge numai la suprafaţa fazei solide, cu modificarea mărimii şi cu exces de solvent, viteza de difuzie a reactivului de leşiere verifică ecuaţia (1) ; în aceste condiţii, reacţia de leşiere este de ordinul întîi, iar separarea produselor de reacţie de la suprafaţă nu influenţează viteza procesului. În primul moment, viteza procesului de leşiere este mai mare deoarece concentraţia reactivului este mare şi pe măsura decurgerii reacţiei pe suprafaţa fazei solide se consumă din reactiv şi, ca urmare, începe difuzia reactivului din masa de soluţie spre suprafaţă. După un timp foarte scurt se stabileşte o stare staţionară, la care viteza transportului moleculelor de reactiv la suprafaţă devine egală cu viteza reacţiei chimice. În aceste condiţii este valabilă ecuaţia (7) :

$$K_1 S C_0 = \frac{\Delta S}{d_1}(C - C_0), \tag{7}$$

unde :

K_1 este constanta de viteză a reacţiei ;

S — suprafaţa de separare a fazelor.

Din ecuaţia (7) se poate determina valoarea concentraţiei reactivului C_0 la suprafaţa de separare a fazelor :

$$C_0 = \frac{\frac{\Delta}{d_1}}{K_1 + \frac{\Delta}{d_1}}\, C \tag{8}$$

Înlocuind valoarea lui C_0 din ecuaţia (8) în ecuaţia vitezei reacţiei de ordinul întîi se obţine relaţia (9) care exprimă viteza procesului de leşiere :

$$-\frac{dc}{dt} = \frac{K_1 S \Delta}{K_1 d_1 + \Delta}\, C \tag{9}$$

Dacă difuzia pe suprafaţă este mare, mărimea $K_1 d_1$ se poate neglija ($K_1 d_1 < \Delta$) ; în aceste condiţii, viteza procesului de leşiere este determinată numai de ecuaţia de ordinul întîi a vitezei reacţiei chimice, ea fiind exprimată cu ajutorul ecuaţiei :

$$-\frac{dc}{dt} = K_1 S C \tag{10}$$

Dacă viteza reacţiei chimice este mai mare decît viteza procesului de difuzie ($K_1 d_1 > \Delta$), viteza procesului de leşiere este determinată de viteza de difuzie a reactivului la suprafaţa de separare interfazică ; în aceste condiţii, viteza procesului de leşiere se poate exprima prin ecuaţia (11):

$$-\frac{dc}{dt} = \frac{\Delta S}{d_1} C \cdot \tag{11}$$

Admiţînd că grosimea substratului de difuzie d_1 este constantă pe toată suprafaţa fazei solide, relaţia (11) se poate scrie sub forma:

$$-\frac{dc}{dt} = K_2 C \tag{12}$$

Integrînd relaţia (12) şi calculînd constanta de integrare (determinată avînd în vedere condiţiile limită, adică $t = 0$, $C = C_0$) se obţine relaţia (13):

$$\ln \frac{C_0}{C} = K_2 t \tag{13}$$

care stă la baza majorităţii reacţiilor heterogene de leşiere.

Cînd dizolvarea decurge în grosimea fazei solide, nedistrugînd structura ei de bază, fără exces de solvent, şi cînd mărimea suprafeţei rămîne neschimbată pentru perioada iniţială a procesului, se verifică ecuaţiile (1) — (13). Pe măsura pătrunderii frontului de reacţie în interiorul granulelor, începe să joace un rol din ce în ce mai predominant grosimea stratului de difuzie interioară a fazei solide. Grosimea acestui strat creşte proporţional cu cantitatea de reactiv care a reacţionat:

$$d_1 = K_3 V (C_0 - C) = K_4 (C_0 - C), \tag{14}$$

unde:

V este volumul soluţiei;

C_0 — concentraţia iniţială a reactivului în soluţie.

Înlocuind valoarea d_1 din relaţia (14) în relaţia (9) se obţine ecuaţia (15):

$$-\frac{dc}{dt} = \frac{K_1 S \Delta C}{K_1 K_4 (C_0 - C) + \Delta} \tag{15}$$

care după separarea variabilelor şi integrare (calculînd constanta de integrare din condiţiile iniţiale, $t = 0$, $C = C_0$) se obţine relaţia:

$$\frac{1}{t} \ln \frac{C_0}{C} - \beta \frac{(C_0 - C)}{t} = \alpha, \tag{16}$$

în care:

$$\alpha = \frac{\Delta K_1 S}{K_1 K_4 C_0 + \Delta}; \qquad \beta = \frac{K_1 K_4}{K_1 K_4 C_0 + \Delta}$$

care se verifică în cîteva cazuri de leşiere.

Dacă dizolvarea fazei solide are loc numai la suprafaţa de separare interfazică (suprafaţă care se micşorează proporţional cu substanţa dizolvată) şi reactivul de leşiere se ia în cantitate stoechiometric necesară pentru leşierea totală a fazei solide, iar cantitatea de solvent care a reacţionat pînă la momentul t este x (exprimat în fracţii molare), ecuaţia (9) devine:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{K_1 S \Delta}{K_1 d_1 + \Delta} (1 - x) \tag{17}$$

În ecuaţia (17) suprafaţa fazei solide nu mai este constantă. Dacă se consideră că se dizolvă un număr N de particule solide de aceeaşi dimensiune şi formă şi că dizolvarea lor se produce în egală măsură, volumul de substanţă este proporţional cu cubul dimensiunii particulelor şi cu cantitatea de reactiv de leşiere consumat:

$$1 - x = a N r^3 \tag{18}$$

sau:

$$r = \sqrt[3]{\frac{1 - x}{aN}} \tag{19}$$

unde a este un factor de proporţionalitate, care diferă de la caz la caz.

Suprafaţa totală a fazei solide este proporţională cu pătratul dimensiunii lineare a particulelor:

$$S = b r^2 \tag{20}$$

Inlocuind valoarea lui r din relaţia (19) se obţine suprafaţa fazei solide la un moment dat t:

$$S = b \sqrt[3]{\left(\frac{1 - x}{N a}\right)^2} \tag{21}$$

Dacă se înlocuieşte valoarea S din ecuaţia (21) în relaţia (17) se obţine o ecuaţie diferenţială care ţine cont de variaţia mărimii suprafeţei fazei solide în procesul leşierii:

$$\frac{dx}{dt} = \frac{K_1 \Delta b \sqrt[3]{\left(\frac{1}{Na}\right)^2} (1 - x)^{5/3}}{K_1 d_1 + \Delta} \tag{22}$$

Integrînd această ecuaţie se obţine:

$$\frac{3}{2} (1 - x)^{-\frac{2}{3}} = \frac{K_1 \Delta b \sqrt[3]{\left(\frac{1}{Na}\right)^2}}{K_1 d_1 + \Delta} t + \text{const.} \tag{23}$$

In condiţiile $t = 0$, $x = 0$ pentru constanta de integrare se determină valoarea $\frac{3}{2}$.

Prin urmare, relaţia (23) se mai poate prezenta sub forma

$$\frac{3}{2} \left[(1 - x)^{-\frac{2}{3}} - 1 \right] = \frac{K_1 \Delta b \sqrt[3]{\left(\frac{1}{Na}\right)^2}}{K_1 d_1 + \Delta} t \tag{24}$$

respectiv :

$$x = 1 - \frac{1}{\left[\dfrac{2\,K_1\,\Delta\,b\sqrt[3]{\left(\dfrac{1}{Na}\right)^2}}{3(K_1\,d_1 + \Delta)}\,t + 1\right]^{3/2}} \qquad (25)$$

Exemplele arătate mai sus nu epuizează toate posibilităţile dependenţelor cinetice. Multe dintre aceste posibilităţi nu au fost studiate. Analizînd dependenţa fracţiei molare a componentului util în soluţie, funcţie de timp, se constată că leşierea totală a materialului se atinge după un timp infinit de lung, $\lim\limits_{t \to \infty} x = 1$.

Viteza de leşiere va fi cu atît mai mare, cu cît difuzia reactivului este mai mare, adică $\Delta > K_1 d_1$. Prin urmare viteza de leşiere depinde de numărul de particule N aflate în unitatea de volum, adică de granulaţie şi de forma particulelor de fază solidă (mărimile a şi b). Creşterea temperaturii are o influenţă pozitivă asupra vitezei de leşiere deoarece atît viteza reacţiilor chimice, cît şi a difuziei se măresc o dată cu aceasta.

BIBLIOGRAFIE

[1] Greifer N. S., Kluşin D. N., Strighin I. A. şi Troiţkii A. V. *Osnovi metallurghii.* Metallurghizdat, 1931.

[2] Kireev V. A. *Chimie fizică.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1962.

[3] Roghinski S. Z. *Adsorbţia i kataliz na neodnarodnih poverhnostiah.* Leningrad, Izd. Akademii nauk, S.S.S.R., 1948.

[4] Teodorescu Cr. M. *Manual de chimie analitică.* Bucureşti, Litografia învăţămîntului, 1957.

[5] Neniţescu C. *Manualul inginerului chimist.* Vol. 4, Bucureşti, Ed. tehnică, 1951.

[6] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1966.

◆

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through

PUBLICOM

the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM

Romanian International Advertising Agency
22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

Consideraţii privind reducerea consumului de cocs la furnal

Ing. L. AMANCEI şi ing. Gh. ENE
IPROMET — Ministerul Industriei Metalurgice

CZ 669.162.16 : 338.523

Reducerea consumului specific de cocs la furnale continuă să reprezinte cea mai actuală problemă a producţiei de fontă; economisirea cocsului preocupă în prezent nu numai ţările a căror siderurgie este bazată pe cocs sau cărbuni din import, ci formează obiectul unei analize adîncite şi în ţările cunoscute prin tradiţie ca dispunînd de importante rezerve de cărbuni cocsificabili şi suficiente capacităţi de producere a cocsului.

Ritmul accelerat de mărire a producţiei de fontă şi oţel ce se constată în ultimii ani, precum şi previziunile în acest sens pentru viitor, contribuie la accentuarea interesului pentru găsirea şi aplicarea celor mai eficiente metode de micşorare a consumului specific de cocs la furnale.

Tabela 1

Ţara	Consumul specific de cocs tehnic, kg/t fontă		
	1966	1967	1968
R. P. B.	638*	614*	591*
R. P. U.	831	827,8	819,2
R. D. G.	900**	798**	663**
R. P. P.	756	741	698
R. S. România	686	665	630
U.R.S.S.	573	561	550
R. S. C. S.	682	646	632
R. S. F. I.	841	804	760

* Date pentru uzina Lenin.
** Date pentru uzina Maxhütte.

Rezultatele obţinute în acest domeniu în R. S. România şi într-o serie de ţări a căror industrie siderurgică s-a dezvoltat în condiţii comparabile cu cele din R.S.R., precum şi în U.R.S.S. care ocupă unul din primele locuri din lume în ce priveşte teoria şi practica elaborării fontei, sînt prezentate în tabela 1.

Se constată că în ultimii trei ani consumul specific de cocs este în continuă scădere; diferenţele reprezintă în general 8 — 10%. Fac excepţie U.R.S.S. (4%), R. P. U. (1,5%) şi uzina Maxhütte din R. D. G. (36%).

Din punctul de vedere al valorilor absolute însă în afara mediei valoroase realizate în U.R.S.S., în celelalte ţări consumurile de cocs medii se menţin la un nivel destul de ridicat.

Situaţia este asemănătoare şi în cazul celor mai bune realizări ale unor uzine sau furnale. Din tabela 2 (fig. 2) se constată că cele mai bune rezultate au fost obţinute la cîteva uzine din U.R.S.S. — Cerepoveţ, Novo Lipeţk, Magnitogorsk — binecunoscute pentru dotarea şi intensitatea de funcţionare, precum şi la furnalul nr. 1 de la C. S. Galaţi.

Reducerea continuă a consumului de cocs la furnale, aşa cum este ilustrată în tabelele şi diagramele alăturate, a fost posibilă datorită îmbunătăţirii generale a condiţiilor de funcţionare a furnalelor şi în special datorită progreselor realizate în cele trei direcţii determinante pentru economicitatea producţiei de fontă: pregătirea încărcăturii; mărirea temperaturii aerului cald; introducerea şi perfecţionarea tehnologiei de funcţionare, cu combustibili auxiliari introduşi prin gurile de vînt, cu sau fără îmbogăţirea aerului cu oxigen.

Tabela 2

Ţara	Uzina şi furnalul	Consumul specific, kg/t			
		1966	1967	1968	Sem. I 1969
R.P.B.	Uz. Lenin	638	614	591	...
R.P.U.	Uz. Dunai Vasmű	706	694	...	...
R.D.G.	Uz. Maxhütte	900	798	663	655
R.P.P.	Uz. Lenin	632	590	608	...
R.S.R.	C. S. Hunedoara	653	648	637	...
	C. S. Galaţi	—	—	583	535
U.R.S.S.	Cerepoveţ	...	452	457	465
	Novo Lipeţk	...	529	489	483
	Magnitogorsk	...	557	545	535
R.S.C.S.	Vitkovice furnalul 6		581	567	

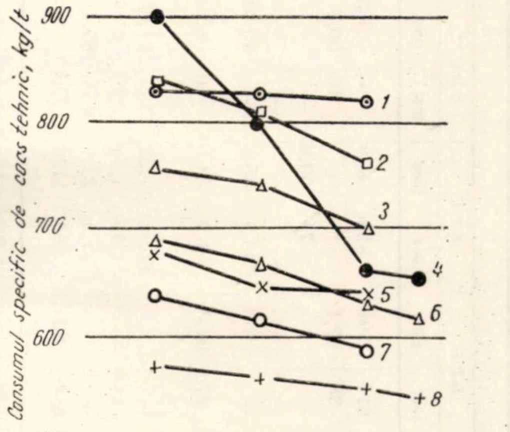


Fig. 1. Variaţia consumului specific de cocs. Valori medii pe ţări:

1 — R.P.U. (medie); *2* — R.S.F.J. (medie); *3* — R.P.P. (medie); *4* — R.D.G. (Uz. Maxhütte); *5* — R.S.C.S. (medie); *6* — R.S.R. (medie); *7* — R.P.B. (Uz. Lenin); *8* — U.R.S.S. (medie).

Consumul specific de cocs la furnale, în funcţie de calitatea încărcăturii şi principalii parametri de funcţionare, este dat în tabela 3.

Ordinea de expunere a acestor factori nu este întîmplătoare. După cum rezultă din teoria şi practica furnalelor din ultimii ani, calitatea încărcăturii este în ultimă analiză aceea care — pe lîngă propria contribuţie deosebit de importantă la reducerea consumului specific de cocs — creează condiţii pentru aplicarea tuturor celorlalte măsuri cu efecte apreciabile în această direcţie.

Atît în R. S. România, cît şi în celelalte ţări la care se referă această succintă trecere în revistă a rezultatelor obţinute pe

Tabela 3

Denumirea	Țara și anul															
	R.P.B*		R.P.U.		R.D.G.**		R.P.P.		R.S.R.		U.R.S.S.		R.S.C.S.		R.S.F.I.	
	1967	1968	1967	1968	1967	1968	1967	1968	1967	1968	1967	1968	1967	1968	1967	1968
Consumul specific de cocs tehnic, kg/t	614	591	828	819	798	663	741	698	665	630	561	550	646	632	804	760
Consumul de păcură, kg/t	38	42,1	—	—	63	50,3	—	—	—	—	—	—	37,7	42,2	35,9	26,5
Consumul de gaz metan, Nm³/t	—	—	74	69,8	—	—	77***	54,3***	72,8	74,0	78,0***	76,8***	—	—	29,6	4,2
Consumul de oxigen, Nm³/t	—	—	—	—	—	—	36,3***	25,2***	—	—	59,6***	61,8***	—	—	—	—
Scoaterea de fontă din încărcătură, %	—	—	43,9	45,1	—	40,94	—	—	45,17	45,70	—	—	—	—	—	—
Procentul de aglomerat și pelete în încărcătură, %	97	92,3	51,2	54,6	20	22,4	78,2	80,1	77	79	92,4	94,0	54,6	69,2	54,4	53,9
Calitatea cocsului																
— cenușă, %	—	—	11,38	11,22	11,57	11,64	10,20	10,30	12,99	12,45	—	—	11,13	10,97	10,02	9,83
— sulf, %	—	—	1,35	1,34	0,70	0,60	0,95	0,95	1,94	1,79	—	—	—	—	1,05	1,25
— carbon fix, %	—	—	81,9	81,7	81,00	83,48	84,0	84,0	81,89	85,60	—	—	—	—	86,90	88,22
Temperatura aerului cald, °C	888	925	803	796	770	804	915	921	900	921	983	987	903	938	733	885

* Date pentru uzina Lenin
** Date pentru uzina Maxhütte
*** Raportat numai la fonta produsă în aceste condiții

linia măririi eficienței economice a furnalelor, pregătirea încărcăturii se bucură în prezent de o atenție deosebită. Operațiile de pregătire care se efectuează în imediata apropiere a secției furnale sînt următoarele :

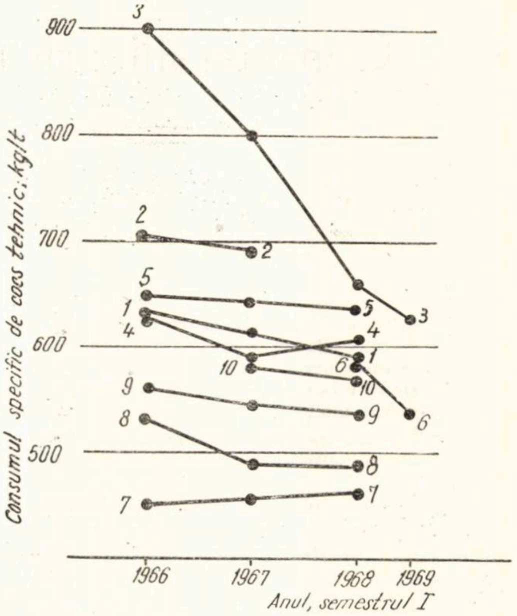


Fig. 2. Variația consumului specific de cocs. Valori medii pe secții sau furnale :
1 – R.P.B. – Uz Lenin ; 2 – R.P.U. – Uz. Dunai Vasmü ; 3 – R.D.G. – Uz. Maxhütte ; 4 – R.P.P. – Uz. Lenin ; 5 – R.S.R. – Combinatul siderurgic – Hunedoara ; 6 – R.S.R. – Combinatul siderurgic – Galați ; 7 – U.R.S.S. – Cerepoveț ; 8 – U.R.S.S. – Novo Lipețk ; 9 – U.R.S.S. – Magnitogorsk ; 10 – R.S.C.S. – Vitkovice, furnalul 6.

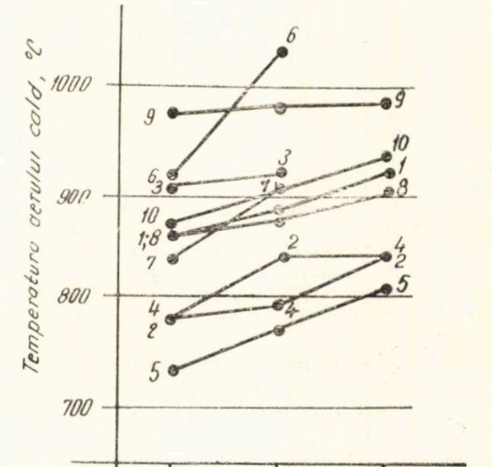


Fig. 3. Variația temperaturii aerului cald :
1 – R.P.B. – Uz. Lenin ; 2 – R.P.B. – Uz. Kremicovți ; 3 – R.P.U. – Uz. Dunai Vasmü ; 4 – R.D.G. – Uz. Ost ; 5 – R.D.G. – Uz. Maxhütte ; 6 – R.P.P. – Uz. Lenin ; 7 – R.P.P. – Uz. Bierut ; 8 – R.S.R. – Combinatul siderurgic – Hunedoara ; 9 – U.R.S.S., medie pe țară ; 10 – R.S.C.S., medie pe țară.

— concasarea și sortarea minereurilor în clase de granulație adecvate fie încărcării direct în furnal, fie prelucrării ulterioare ;

— omogenizarea minereurilor ;

— aglomerarea sau peletizarea fracțiilor mărunte, respectiv fine ;

— sortarea aglomeratului sau a peletelor înainte de încărcarea în furnal ;

— stabilizarea și calibrarea cocsului și aglomeratului înainte de încărcarea în furnal.

În ultimii ani, instalații de concasare și sortare a minereurilor au fost puse în funcțiune la uzina Maxhütte din R. D. G., asigurîndu-se alimentarea furnalelor cu material clasa 10 — — 80 mm, și la Combinatul siderurgic — Galați, unde se livrează furnalelor minereu clasa 8 — 35 mm, iar Fabricii de aglomerare, minereu clasa 0 — 8 mm. În prezent se află în execuție stația de concasare și sortare a minereurilor de la uzina „Victoria“ — Călan și se întocmesc proiectele de execuție pentru stația de concasare și sortare de la Combinatul siderurgic — Hunedoara. Din experiența funcționării furnalului nr. 1 de la C.S.G. cu minereu sortat s-a dovedit că această operație de pregătire este indispensabilă pentru asigurarea unei exploatări intensive a furnalelor.

Omogenizarea minereurilor , în special a celor mărunte, înainte de aglomerare, este o operație cu o eficiență economică deosebită, care se practică la numeroase uzine din Japonia, Italia, Franța, Belgia, R. F. a Germaniei. La o serie de combinate din U.R.S.S. și R.P.P. se utilizează o metodă de preomogenizare, combinată cu operația de amestecare a concentratelor fine cu var, cu ajutorul macaralelor portal cu graifăr din depozitele de minereu. Rezultatele acestor operații sînt favorabile, reducîndu-se variațiile inițiale mari ale conținuturilor de fier și silice.

Pentru omogenizarea propriu-zisă sînt dotate cu utilaje specializate o serie de uzine din R.D.G., R.S.C.S., precum și Combinatul siderurgic — Galați.

Omogenizarea cu utilaje speciale asigură un grad avansat de uniformitate a șarjei de aglomerare, reducînd variațiile inițiale de ± 3 — 3,5 % pînă la + 0,5 — 0,3 %. De menționat că în cadrul instalațiilor de la C.S.G. există posibilitatea de a introduce în stivele de omogenizare calcar și cocs măcinat, realizîndu-se practic uniformizarea și amestecarea, deosebit de intimă a șarjei de aglomerare.

În prezent se manifestă o preocupare pentru omogenizarea cu utilaje speciale și în U.R.S.S. și R.S.F.I.

Aglomerarea minereurilor mărunte are în prezent o largă aplicare ; în toate țările menționate conținutul mediu de aglomerat în încărcătura furnalelor depășește 50 % și atinge circa 80 % în R.P.P. și R.S.R. și 92 — 94 % în U.R.S.S. (tabela 3).

În ultimul timp peletizarea — operație relativ foarte dezvoltată în țări ca S.U.A., Canada, Japonia — se aplică pe scară din ce în ce mai largă și în U.R.S.S. Atrage în acest sens atenția stadiului avansat de punere la punct a tehnologiei de producere a peletelor autofondante, material care îmbină uniformitatea de formă și dimensiuni a peletelor în general cu marele avantaj al eliminării calcarului din încărcătura furnalului, posibilă pînă acum numai prin producerea aglomeratului bazic. La acestea se adaugă și conținutul de fier considerabil mai mare decît în cazul aglomeratului, astfel că funcționarea experimentală a unor furnale cu încărcătură formată în proporție de 30, 50 și chiar 100 % din pelete autofondante a dat rezultate foarte încurajatoare. Ținînd seamă și de necesitatea de a găsi cea mai rentabilă formă de utilizare a concentratelor fin măcinate, se poate conchide că peletizarea se va dezvolta în viitor într-un ritm mai accentuat decît pînă acum.

O problemă deosebită legată de utilizarea aglomeratului și a peletelor în furnal este separarea cît mai avansată a clasei mărunte (0 — 5 mm) înainte de încărcarea în skip. Aceasta a fost rezolvată la furnalele noi din U.R.S.S., R.P.P., R.S.C.S. și R.S.R. prin modificarea radicală a sistemelor de dozare și transport a șarjei la skip, adăugind la efectul îndepărtării măruntului și pe cele ale unei dozări mai precise, în condițiile unei automatizări complete a încărcării furnalului. În acest domeniu, soluția originală și utilajele de înaltă eficacitate aplicate la furnalele nr. 1 și 2 de la C.S.—Galați contribuie la realizarea unui grad de cernere a aglomeratului și o precizie de cîntărire comparabile cu cele mai bune realizări din lume, cu evidente influențe asupra bunei funcționări a furnalelor.

Se menționează, de asemenea, faptul că — spre deosebire de numeroase uzine de peste hotare — trei din cele patru fabrici de aglomerare în funcțiune la combinatele din țară sînt prevăzute cu utilaje pentru separarea măruntului în două trepte — la cald și la rece —, precum și cu utilaje de răcire forțată a aglomeratului.

Aceasta duce la o calitate superioară a șarjei furnalelor, măruntul din aglomerat fiind de circa 8 — 10 % (în skip) fără o nouă separare la furnal.

Stabilizarea și calibrarea aglomeratului și cocsului sînt metode de pregătire care — chiar pe plan mondial — nu au depășit încă stadiul încercărilor. În prezent există mai multe serii de experiențe efectuate în U.R.S.S. asupra stabilizării și calibrării cocsului, ale căror rezultate pot fi considerate în ansamblu pozitive. În domeniul stabilizării aglomeratului sînt în curs lucrări de experimentare în R. P. Bulgaria.

Al doilea factor menționat anterior în rîndul celor cu influență determinantă asupra consumului specific de cocs este temperatura aerului cald. În această direcție ultimii ani marchează preocupări deosebite în toate țările, rezultatele obținute fiind măsura acestor preocupări. În tabela 4 sînt prezentate temperaturile medii realizate în diferite țări, iar în tabela 5, cele mai bune rezultate din U.R.S.S. (anul 1968).

Tabela 4

Denumirea		Temperatura, °C, în anul		
		1966	1967	1968
R.P.B.	Uz.Lenin	858	888	925
	Uz. Kremicovți	777	838	841
R.P.U.	Uz. Dunai Vasmü	911	921	...
R.D.G.	Uz. Ost	780	790	842
	Uz. Maxhütte	730	770	804
R.P.P.	Uz. Lenin	921	1 030	...
	Uz. Bierut	937	904	...
R.S.R.	C. S. Hunedoara	860	878	902
U.R.S.S.	— medie	975	983	987
R.S.C.S.	— medie	875	903	938

Tabela 5

Uzina	Temperatura aerului cald, °C	Consumul specific de cocs, kg/t
Magnitogorsk	1 027	545
Azovstali	1 145	563
Ilici	1 015	563
Novo Lipeț	1 074	489
Cerepoveț	1 087	457

Cu toate numeroasele căutări în domeniul preîncălzirii aerului, atrage atenția faptul că cel mai bun rezultat a fost obținut la Azovstali fără măsuri constructive deosebite. Fiecare furnal este dotat cu patru preîncălzitoare, funcționînd ciclic în sistemul obișnuit. Părțile cele mai solicitate ale preîncălzitoarelor, precum și traseul aerului cald, sînt executate din cărămizi cu 62 % Al_2O_3. Înzidirea conductei de aer cald se face cu o atenție deosebită, îmbinările cu ștuțurile preîncălzitoarelor sînt răcite cu elemente lise, cu grosime egală cu două straturi de zidărie, al treilea strat de zidărie fiind continuu. Pentru realizarea unor asemenea temperaturi medise acordă o mare importanță bunei funcționări a furnalului, pentru a preveni din timp orice dereglare de natură să impună micșorarea temperaturii aerului.

Din punct de vedere constructiv, o întrebuințare din ce în ce mai largă o au refractarele silica ; astfel de preîncălzitoare funcționează satisfăcător în U.R.S.S., R.P.P., R.S.C.S., R.P.U. În R.S.C.S. se va construi experimental un preîncălzitor cu puț de ardere exterior, iar în R.P.U. funcționează preîncălzitoare cu cupolă dublă, cu răcire cu aer. Toate aceste măsuri au ca scop asigurarea posbilității de mărire a temperaturii la cupolă, în condițiile unei rezistențe satisfăcătoare a zidăriei. Atrage de asemenea atenția tendința ce se manifestă în U.R.S.S. pentru a mări suprafaţa de încălzire pînă la 80 m², pentru fiecare metru cub de volum util al furnalului.

Utilizarea combustibililor auxiliari, introduşi în furnal prin gurile de vînt, în condiţiile asigurării unei încărcături bine pregătite şi a măririi corespunzătoare a temperaturii aerului cald, constituie una din cele mai eficiente metode de reducere a consumului specific de cocs. Natura combustibilului utilizat şi rezultatele tehnico-economice obţinute sînt în strînsă legătură cu condiţiile locale.

În U.R.S.S., R.S.R., R.P.P., R.P.U. se utilizează pe scară largă gazul metan. În R.P.B., R.D.G., R.S.C.S. şi R.S.F.I. se utilizează cu precădere păcură şi tot în R.D.G., R.P.P. şi U.R.S.S. au loc încercări sistematice de utilizare a prafului de cărbune sau a gazului de cocserie.

Tehnologia de funcţionare cu gaz metan este în prezent pusă la punct şi binecunoscută pe plan mondial. Rezultatele sînt cu atît mai favorabile, cu cît se poate mări mai mult temperatura aerului cald, cu cît încărcătura este mai bine pregătită şi funcţionarea furnalului poate fi intensificată.

Coeficientul de înlocuire variază, funcţie de aceste condiţii, între 0,7 şi 1,7 kg cocs/Nm³ gaz metan.

Condiţiile sînt aceleaşi pentru o funcţionare economică a furnalului atunci cînd se utilizează păcură. Această metodă s-a dezvoltat în mod deosebit în R.S.C.S. În tabela 6 se prezintă cîteva date caracteristice pentru furnale care funcţionează cu păcură.

Tabela 6

Uzina	Scoaterea de fontă din încărcătură, %	Temperatura aerului cald, °C	Consumurile specifice	
			cocs tehnic, kg/t	păcură, kg/t
Kuncice (furnalul 1)	45,8	1 012	618	58
Kuncice (furnalul 2)	45,8	1 061	607	61
Vitkovice (furnalul 5)	46	933	624	34,3
Vitkovice (furnalul 6)	46	991	567	37
Slovacia de Vest (furnalul 2)	44,8	985	584	35
Slovacia de Vest (furnalul 1)	44,8	990	578	43

Coeficienţii de înlocuire variază aproximativ în aceleaşi limite ca şi în cazul gazului metan.

Cărbunele este un combustibil care, datorită preţului relativ redus, a atras de la început atenţia ca înlocuitor potenţial al cocsului; dezvoltarea relativ redusă a tehnologiei de suflare a cărbunelui în furnal se explică pe de o parte prin instalaţiile mai complicate decît în cazul gazului metan sau al păcurii, pe de altă parte prin calităţile chimice superioare cerute de la cărbunii folosiţi în furnal, în special conţinutul cît mai redus de sulf şi cenuşă.

Experienţele efectuate în R.D.G. (combinatul Ost) au dus la coeficienţi de înlocuire de ordinul 0,5 — 0,6 kg cocs/kg cărbune; aceste rezultate, ca şi un raport de preţuri avantajoase , au determinat trecerea la utilizarea păcurii, care a dat coeficienţi de înlocuire de ordinul 1,5—1,6 kg cocs/kg păcură.

În R. P. Polonă se fac experienţe cu cărbuni la uzina Florian, unde materialul măcinat la 1 — 2 mm a produs o uzură puternică a instalaţiilor; coeficientul de înlocuire a rezultat la circa 1 kg cocs/kg cărbune, rezultatele mai bune decît în R.D.G. explicîndu-se prin calitatea superioară a cărbunilor.

Folosirea combinată a unui combustibil auxiliar cu îmbogăţirea aerului cu oxigen se dezvoltă rapid în U.R.S.S., iar experienţe sistematice au loc deja în R.P.P. şi R.P.B. Rezultatele obţinute pe scară largă (în U.R.S.S. funcţionează cu oxigen 64 furnale din 132, cu un consum mediu de 65 Nm³/t fontă), au dus la concluzia că economicitatea procesului rezidă în asigurarea proporţiei corecte şi constante între oxigen şi combustibil auxiliar, precum şi a unei încărcături de cea mai bună calitate. În spijinul ultimului argument se pot aduce rezultatele obţinute la două uzine binecunoscute. La Cerepoveţ, în condiţiile unei şarje cu 100% aglomerat şi sortat, s-a obţinut un spor de producţie de 2,5 — 2,6% pentru fiecare procent de oxigen; la Azovstali folosind aglomerat slab şi sfărîmicios, sporul de producţie a fost de numai 1,6%.

R. S. România a fost printre primele ţări din lume care a trecut la folosirea industrială a gazului metan la furnale; în prezent această tehnologie este aplicată în toate secţiile, cu rezultate bune. Coeficienţii de înlocuire sînt influenţaţi de gradul de pregătire a încărcăturii şi de temperatura aerului cald ce poate fi asigurată.

◆

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M. I. M.

CZ 338.062
Rivett P. Ackoff R. L.
GUIDE PRATIQUE DE RECHERCHE OPÉRATIONNELLE À L'USAGE DES DIRECTIONS
(Călăuză practică a cercetării operaţionale pentru uzul conducătorilor de întreprinderi)
Paris, Entreprise moderne d'édition, 1964
Bibl. I.P.L.

CZ : 338.062
Satet R. şi *Voraz Ch.*
LES GRAPHIQUES , MOYEN DE DIRECTION DES ENTREPRISES
(Graficele, mijloc de a conduce întreprinderile)
Paris, Entreprise moderne d'édition, 1960
Bibl. I.P.L.

CZ : 669.1.058
STAHLEISEN-KALENDER 1969
(Calendarul Stahleisen)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1969
Bibl. IPROMET, Bibl. M.I.M. — 3141

CZ 621.74.058
GIESSEREI-KALENDER 1969
(Calendarul de turnătorie)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1969
Bibl. IPROMET

CZ : 669.1.013.5 : 536.11
ANHALTSZAHLEN FÜR DIE WÄRMEWIRTSCHAFT IN EISENHÜTTENWERKEN
(Cifre orientative pentru gospodărirea căldurii în combinatele siderurgice)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1968, 601 p., ediţia a 6-a
Bibl. C.S.G., Bibl. M.I.M. — 3113
Bibl. C.S.H., C.SG.

CZ : 669.1.058
STATISTISCHES JAHRBUCH DER EISEN- UND STAHLINDUSTRIE FÜR 1967
(Anuarul statistic al industriei siderurgice pe anul 1967)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1968, 324 p.
Bibl. Metalimport

CZ : 621.791
Vallini A.
LA SOLDATURA E I SUOI PROBLEMI. VOL. I PROCEDIMENTI E LA TECNICA EXECUTIVA
(Sudarea şi problemele ei. Vol. I. Procedee şi tehnica de execuţie)
Udine, Italia, Ed. Del Bianco, et. a II-a, 1967, 248 p.
Bibl. ICEM

Stadiul actual şi perspective tehnice în dezvoltarea fabricaţiei de prăjini grele pentru foraj

Ing. C. ACHIŢEI
Ministerul Industriei Metalurgice

(Z 669.1.013.5 :622.24.053

Funcţiile pe care trebuie să le îndeplinească prăjinile grele, eforturile complexe la care sînt supuse şi condiţiile lor de lucru determină caracteristicile fizico-mecanice, dimensionale şi constructive ale acestora. Adîncimea mereu crescîndă a sondelor realizate, sporirea vitezelor de foraj, urmărirea obţinerii unor eficienţe economice sporite şi condiţiile de zăcămînt au dus la continua îmbunătăţire a caracteristicilor fizico-mecanice, extinderea gamei dimensionale şi multiplicarea tipurilor constructive ale prăjinilor grele. Evoluţia standardelor naţionale şi numărul mare de patente evidenţiază preocuparea producătorilor şi consumatorilor de a obţine prăjini grele cît mai corespunzătoare diverselor condiţii de exploatare.

Firmele producătoare şi-au dezvoltat programele de producţie în funcţie de sfera de desfacere. Cele din Vest, fără excepţie, execută şi livrează prăjini grele în condiţiile prescrise de normele Institutului American de Petrol şi, în plus, diferite tipuri constructive după patente proprii sau licenţe. Întreprinderile din Est fabrică prăjini grele în conformitate cu standardele naţionale şi, la cerere, după normele API.

Analiza procedeelor tehnologice de fabricaţie a materialului întrebuinţat, a caracteristicilor fizico-mecanice garantate şi a tipurilor realizate evidenţiază particularităţile diverselor firme producătoare. Astfel, sub raportul obţinerii semifabricatelor, uzinele procedează în funcţie de utilajul de care dispun pentru forjare, laminare sub formă de bară plină sau laminare sub formă de ţeavă cu pereţi foarte groşi. Din literatura de specialitate şi din ofertele producătorilor nu apar deosebiri calitative ale prăjinilor grele, determinate de procedeul de obţinere a semifabricatelor. Printre firmele care utilizează semifabricate forjate sînt : S. N. MAREP—Franţa, SCHOELLER BLECKMANN STEELWORKS — Austria, BREDA FUCINE — Italia, WIRTH — Republica Federală a Germaniei, KYOTO TSUHO KAISHA — Japonia, HUNT TOOL COMPANY — S.U.A. şi altele.

Uzinele SCHNEIDER — Franţa, SORICE — Franţa, ARMCO NATIONAL SUPPLY DIVISION — S.U.A., BAASH ROSS DIVISION — S.U.A. întrebuinţează la fabricarea prăjinilor grele, în general, bare laminate, iar unele uzine din R. S. România şi U.R.S.S. pornesc de la semifabricatele laminate sub formă de ţeavă cu pereţi foarte groşi. Menţinerea procedeului preferat este condiţionată de demonstrarea teoretică şi practică a calităţilor prăjinilor grele fabricate.

Întrucît consumul de metal este mai mic la fabricarea din bare laminate, la aceleaşi caracteristici fizico-mecanice obţinute, tendinţa este spre utilizarea barelor laminate în locul celor forjate.

Sub raportul calităţii oţelurilor întrebuinţate, orientarea generală este spre oţeluri Cr Mo şi Cr Ni, cu tendinţa predominantă spre Cr Mo. Mărcile uzuale, după SAE şi AISI, sînt 4140, 4142, 4145 (tabela 3). Tendinţa este de a se trece la aceste mărci de oţel turnate sub vid.

Gama dimensională, pentru prăjinile grele de formă clasică, este în general cea prescrisă de normele API. Unii producători au mărit numărul tipodimensiunilor fabricate, prin livrarea de prăjini cu diametre exterioare şi interioare intermediare.

În tabela 1 se indică dimensiunile realizate în mod curent de diverşi fabricanţi.

Diametrul canalului de circulaţie, lungimea şi conexiunea sînt date pentru unele dimensiuni în două variante : standard şi optimal.

Suprafaţa exterioară este prelucrată prin aşchiere de majoritatea firmelor producătoare. Prăjinile fabricate din bare laminate pot fi livrate şi cu suprafaţa rezultată din procesul tehnologic de laminare. Întrucît la acestea pot exista defecte de suprafaţă, precum şi variaţii între diametrele secţiunilor transversale, s-au stabilit următoarele abateri :

— adîncimea defectului permis şi curăţat prin polizare variază între 1,19 şi 12,19 mm, în funcţie de diametru ;

— diferenţa dintre două diametre ale aceleiaşi secţiuni transversale poate varia de la 0,89 la 3,09 mm, în funcţie de diametrul exterior al prăjinii.

Tendinţa este de a se fabrica prăjini grele strunjite la exterior şi cu diferite prelucrări speciale.

Canalul de circulaţie este obţinut prin aşchiere la prăjinile fabricate din bare pline forjate sau laminate. La prăjinile fabricate din ţevi cu pereţi foarte groşi canalul de circulaţie poate fi neprelucrat, aşa după cum rezultă din laminare, sau alezat. Cercetările de oboseală la tracţiune — compresiune, efectuate de ICEM, au demonstrat necesitatea prelucrării după laminare a suprafeţelor interioară şi exterioară a prăjinilor grele, în scopul eliminării eventualelor amorse de fisurare. S-a constatat că în regiunile cu amorse de fisurare, rezultate din laminare, rezistenţa la oboseală prin tracţiune — compresie este mult redusă faţă de cea obţinută pentru epruvete prelucrate.

Se menţionează, în mod deosebit, că prin alezarea găurii cu o maşină de mare precizie şi prin strunjirea exterioară, cu o centrare după prelucrarea canalului de circulaţie, se pot obţine prăjini grele echilibrate, recomandate insistent de majoritatea firmelor din Vest.

Tratamentul termic de îmbunătăţire pe întreaga lungime a prăjinii grele prezintă o tendinţă de generalizare, el constituind un argument suplimentar la reclamele de desfacere a produsului, fapt ce determină tot mai multe firme de a-l aplica şi menţiona în mod special la oferta de livrare.

Proiectul de recomandare ISO, în redactarea a III-a pentru prăjini grele, care a fost discutat recent la Düsseldorf, a prevăzut tratamentul termic pe întreaga lungime, tratamentul pe capete constituind un caz particular, aplicat la înţelegerea dintre producător şi cumpărător. Caracteristicile fizico-mecanice obţinute de diverse firme, precum şi cele din recomandarea ISO, sînt redate în tabela 2.

De precizat pentru furnizor este faptul că beneficiarii urmăresc obţinerea unor produse cu rezilienţe cît mai ridicate.

Îmbinările prăjinilor grele clasice sînt în general cele indicate în normele Institutului American de Petrol, pentru producătorii din Vest, şi cele din normele naţionale sau API, pentru producătorii din Est. Tipurile de filet standardizate de API sînt : NC, REG, FH şi IF. Forma filetului este V—0.038 R, pentru NC, V—0.040 şi V—0.050, pentru REG, V—0.040, V—0.065 şi V—0.050, pentru FH şi V—0.065, pentru IF. Unghiul flancurilor este de 60° la toate formele de filet, înclinarea este 1/6 sau 1/4, iar numărul de paşi 4 şi 5 pe inci. Parte din dimensiunile tipului NC sînt interşanjabile cu unele dimensiuni IF sau FH.

Îmbinările prescrise de STAS 325—61 şi GOST 5286—58 sînt similare, cu mici diferenţe neesenţiale.

Tabela 1

Diametrul exterior		Diametrul canalului de circulaţie												Conexiune		
		A.P.I.				Alte fabricaţii								A.P.I.		Alte fabricaţii
		Standard		Optimal										Standard	Optimal	
inci	mm	inci	mm	inci	mm	inci	mm	inci	mm	inci	mm	inci	mm			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17
3 1/8	79,4	1 1/4	31,8	—	—	1	25,4	7/8	22,2	3/4	19	—	—	—	—	2 3/8 REG
3 1/4	82,6	—	—	—	—	1	25,4	7/8	22,2	3/4	19	—	—	—	—	2 3/8 ,,
3 3/8	85,7	—	—	—	—	1	25,4	7/8	22,2	3/4	19	—	—	—	—	2 3/8 ,,
3 3/8	85,7	—	—	—	—	1 1/4	31,8	1 1/8	28,6	1	25,4	—	—	—	—	2 3/8 IF
3 1/2	88,9	1 1/2	38,1	—	—	1 1/4	31,8	1 1/8	28,6	1	25,4	—	—	2 3/8 IF	—	2 3/8 ,,
3 5/8	92,1	—	—	—	—	1 1/4	31,8	1 1/8	28,6	1	25,4	—	—	—	—	2 3/8 ,,
3 3/4	95,2	—	—	—	—	1 1/4	31,8	1 1/8	28,6	1	25,4	—	—	—	—	2 7/8 REG
3 7/8	98,4	—	—	—	—	1 1/4	31,8	1 1/8	28,6	1	25,4	—	—	—	—	2 7/8 ,,
4	101,6	—	—	—	—	1 1/4	31,8	1 1/8	28,6	1	25,4	—	—	—	—	2 7/8 ,,
4 1/8	104,8	2	50,8	—	—	1 3/4	44,4	1 5/8	41,3	1 1/2	38,1	—	—	2 7/8 IF	—	2 7/8 IF
4 1/4	108,0	—	—	—	—	1 3/4	44,4	1 5/8	41,3	1 1/2	38,1	—	—	—	—	2 7/8 ,,
4 3/4	108,0	—	—	—	—	1 1/2	38,1	1 3/8	34,9	1 1/4	31,8	—	—	—	—	3 1/2 REG
4 3/8	111,1	—	—	—	—	1 3/4	44,4	1 5/8	41,3	1 1/2	38,1	—	—	—	—	2 7/8 IF
4 3/8	111,1	—	—	—	—	1 1/2	38,1	1 3/8	34,9	1 1/4	31,8	—	—	—	—	3 1/2 REG
4 1/2	114,3	—	—	—	—	1 1/2	38,1	1 3/8	34,9	1 1/4	31,8	—	—	—	—	3 1/2 ,,
4 5/8	117,5	—	—	—	—	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	—	—	3 1/2 FH
4 3/4	120,6	2 1/4	57,2	—	—	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	3 1/2 IF	—	3 1/2 FH şi IF
4 7/8	123,8	—	—	—	—	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	—	—	3 1/2 ,, ,, ,,
5	127,0	—	—	—	—	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	—	—	3 1/2 IF
5 1/4	133,4	2 1/4	57,2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	3 1/2 IF	—	—
5 1/8	136,5	—	—	—	—	2 7/8	73,0	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	—	—	—	—	4 IF
5 1/2	139,7	2 1/4	57,2	—	—	2 7/8	73,0	2 3/4	69,0	2 5/8	66,7	—	—	4 FH	—	4 IF
5 1/2	139,7	—	—	—	—	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	—	—	4 1/2 REG
5 5/8	142,9	—	—	—	—	2 7/8	73,0	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	—	—	—	—	4 1/2 ,,
5 5/8	142,9	—	—	—	—	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	—	—	4 1/2 ,,
5 3/4	146,0	2 1/4	57,2	2 13/16	71,4	2 1/4	57,2	2 1/8	54,0	2	50,8	—	—	4 FH	4 1/2 FH	4 1/2 ,,
5 3/4	146,0	—	—	—	—	2 7/8	73,0	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	—	—	—	—	4 1/2 FH
5 7/8	149,6	—	—	—	—	2 7/8	73,0	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	—	—	—	—	4 1/2 FH
6	152,4	2 1/4	57,2	2 13/16	71,4	2 7/8	73,0	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	—	—	4 1/2 FH	4 IF	4 1/2 FH
6 1/8	155,6	—	—	—	—	3 1/4	82,6	3 1/8	79,4	3	76,2	—	—	—	—	4 1/2 IF
6 1/4	158,8	2 1/4	57,2	2 13/16	71,4	2 13/16	71,4	—	—	—	—	—	—	4 IF	4 IF	4 1/2 FH
6 1/4	158,8	—	—	—	—	3 1/4	82,6	3 1/8	79,4	3	76,2	—	—	—	—	4 1/2 IF
6 1/4	158,8	—	—	—	—	2 13/16	71,4	—	—	—	—	—	—	—	—	4 1/2 ,,
6 3/8	161,9	—	—	—	—	3 1/4	82,6	3 1/8	79,4	3	76,2	—	—	—	—	4 1/2 ,,
6 1/2	165,9	2 13/16	71,4	2 1/4	57,2	—	—	—	—	—	—	—	—	4 IF	4 IF	—
6 3/4	171,4	2 13/16	71,4	2 1/4	57,2	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	2 1/2	63,5	—	—	4 1/2 IF	4 1/2 IF	5 1/2 REG
6 7/8	174,6	—	—	—	—	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	2 1/2	63,5	—	—	—	—	5 1/2 REG
7	177,8	2 13/16	71,4	2 1/4	57,2	2 3/4	69,8	2 5/8	66,7	2 1/2	63,5	—	—	4 1/2 IF	4 1/2 IF	5 1/2 REG
7	177,8	—	—	—	—	3 1/2	88,9	3 3/8	85,7	3 1/4	82,6	—	—	—	—	5 1/2 FH
7 1/8	181,0	—	—	—	—	3 1/2	88,9	3 1/4	85,7	3 1/4	82,6	—	—	—	—	5 1/2 FH
7 1/4	184,2	2 13/16	71,4	—	—	3 1/2	88,9	3 3/8	85,7	3 1/4	82,6	—	—	5 1/2 REG	—	5 1/2 FH
7 1/4	184,2	—	—	—	—	2 13/16	71,4	—	—	—	—	—	—	—	—	5 1/2 FH
7 3/8	187,3	—	—	—	—	3 3/4	95,2	3 5/8	92,1	3 1/2	88,9	—	—	—	—	5 1/2 IF
7 1/2	190,5	2 13/16	71,4	3	76,2	3 3/4	95,2	3 5/8	92,1	3 1/2	88,9	—	—	6 5/8 REG	6 5/8	5 1/2 IF
7 5/8	193,7	—	—	—	—	3 3/4	95,2	3 5/8	92,1	3 1/2	88,9	—	—	—	—	5 1/2 IF

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	12	14	15	16	17
7 3/4	196,8	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	3 3/8	85,7	3 1/4	82,6	—	—	6 5/8 REG	6 5/8 REG	6 5/8 REG
7 7/8	200,0	—	—	—	—	3 1/2	88,9	3 3/8	85,7	3 1/4	82,6	—	—	—	—	6 5/8 REG
8	203,2	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	3 3/8	85,7	3 1/4	82,6	—	—	6 5/8 REG	6 5/8 REG	6 5/8 REG
8	203,2	—	—	—	—	4 1/4	108,0	4 1/8	104,8	4	101,6	—	—	—	—	6 5/8 FH
8 1/8	206,4	—	—	—	—	4 1/4	108,0	4 1/8	104,8	4	101,6	—	—	—	—	6 5/8 FH
8 1/4	209,6	2 13/16	71,4	3	76,2	4 1/4	108,0	4 1/8	104,8	4	101,6	—	—	7 5/8 REG	7 5/8 REG	6 5/8 FH
8 1/4	209,6	—	—	—	—	3 1/2	88,9	—	—	—	—	—	—	—	—	6 5/8 FH
8 1/2	215,9	2 1/16	71,4	—	—	3	76,2	3 1/4	82,6	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 FH
8 1/2	215,9	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	5 1/2 IF
8 3/4	222,5	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/4	88,9	3 1/2	88,9	—	—	6 5/8 FH
8 3/4	222,5	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	5 1/2 IF
8 3/4	222,5	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	7 5/8 REG
9	228,6	3	76,2	2 13/16	71,4	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	7 5/8 REG	7 5/8 REG	5 1/2 IF
9	228,6	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 FH
9	228,6	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 IF
9 1/4	234,9	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	5 1/2 IF
9 1/4	234,9	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 FH
9 1/4	234,9	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 IF
9 1/4	234,9	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	7 5/8 REG
9 1/2	241,3	3	76,2	—	—	3 1/2	88,9	—	—	—	—	—	—	—	—	7 5/8 REG
9 5/8	244,5	—	—	—	—	3 1/2	88,9	2 13/16	71,4	—	—	—	—	—	—	7 5/8 REG
9 3/4	247,7	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 FH 6 5/8 FH, 6 5/8 IF, 7 5/8 REG
10	254,0	3	76,2	—	—	3 1/4	82,6	—	—	3 1/2	88,9	—	—	—	—	8 5/8 REG
10	254,0	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 IF, 6 5/8 FH, 7 5/8, REG
10 1/4	260,4	—	—	—	—	—	—	—	—	3 1/2	88,9	—	—	—	—	8 5/8 —
10 1/2	266,7	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3 1/4	82,6	3 1/2	88,9	—	—	—	—	8 5/8 REG
10 1/2	266,7	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 IF, 7 5/8 REG
10 3/4	273,0	—	—	—	—	—	—	—	—	3 1/2	88,9	—	—	—	—	8 5/8 REG
11	279,4	—	—	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 IF, 7 5/8 REG, 8 5/8 REG
11 1/4	285,8	3	76.2	—	—	2 13/16	71,4	3	76,2	3 1/2	88,9	—	—	—	—	6 5/8 IF, 8 5/8 REG

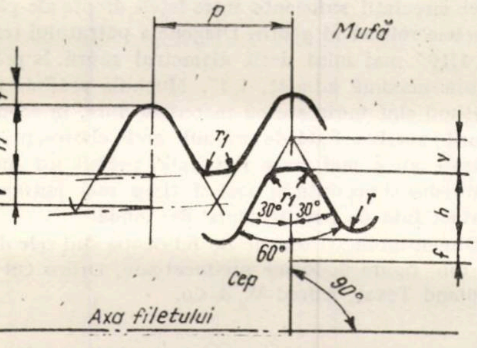
Tabela 2

Recomandarea ISO şi diverse firme producătoare	Marca de oţel	Caracteristicile fizico-mecanice							Particularităţile de fabricaţie ale prăjinilor grele
		Limita de curgere, kgf/mm² min.	Rezistenţa de rupere, kgf/mm²	Alungirea, %	Rezilienţa, kgfm/cm²		Duritatea Brinell		
					longitudinală	transversală min.	min.	max.	
Recomandarea ISO TC 67–42 F	Oţel aliat	70	min. 90	11	min. 6	3	280	–	–
S.N. MAREP	AISI 4145 SAE 4145 SAE 4142 SAE 4142 H SAE 4145 H	80	min.100	8 (L = = 8,16 D)	6	–	290	340	Forjate, tratate pe întreaga lungime. Execută prăjini grele, pătrate şi cu spirale. Execută şi filet H–90
S.B.S. Schoeller-Bleckmann Steelworks LTD	SAE 4140 SAE 4142 SAE 4145	–	–	–	–	–	370	315	Forjate, tratate pe capete sau pe întreaga lungime; tratament Hi-Flex. Diferite degajări de prindere
Kyoto Tsuho Kaisha	SAE 4140 SAE 4145	84	–	12	6	–	269	331	Forjate, tratate pe întreaga lungime
Baash Ross Division	AISI 4142 SAE 4145 H	84	min. 98	–	4,15 (30 foot (pounds)	–	285	341	Forjate, tratate pe întreaga lungime. Reducţii de înlocuire
S.F.A.C. Schneider	SAE 4142 SAE 4145	–	–	–	–	–	–	–	
Wirth			95–105		6–8	4–5	285	320	Degajare pentru elevator; grele pătrate
Thyssen Rőhren Werke	SAE 4140	–	–	–	–	–	–	–	Degajare pentru elevator Wirth. Degajare SBS–3W Spirale. Cu reducţii sudate
Hunt Tool Company	AISI 4140	–	–	–	4,15 (30 foot pounds)	–	285	341	Forjate Filete XTRA–Hole şi H–90. Tratament întreaga lungime
Engineering Enterprises Incorporated	AISI 4142	–	–	–	–	–	–	–	Prăjini cu spirale „NO WALL-STICK DRILL COLLAR"
Lone Star Tool Company	AISI 4145	–	–	–	–	–	285	341	Bare forjate sau laminate. Filetare cu freze
Mc Clinton Tool	Co Cr Mo	–	–	–	–	–	–	–	Cu o singură spirală

Tabela 2 (continuare)

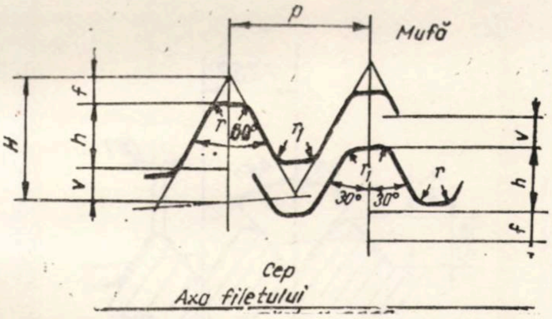
Recomandarea ISO şi diverse firme producătoare	Marca de oţel	Caracteristicile fizico-mecanice							Particularităţile de fabricaţie a prăjinilor grele
		Limita de curgere, kgf/mm² min.	Rezistenţa de rupere. kgf/mm²	Alungirea, %	Rezilienţa, kgm/cm²		Duritatea Brinell		
					longitudinală	transversală min.	min.	max.	
Armco-Naţional Supply Division	Oţel aliat	—	—	—	—	—	—	—	Tratate pe întreaga lungime. Execută cu reducţii de înlocuire. Forjate pînă la ∅16 1/4″ şi 50 foot lungime
American Iron Machine Works Company, Inc.	Oţel aliat	—	—	—	—	—	—	—	Tratament pe întreaga lungime. Tratament pe capete. Etanşare Rol-Flex
Chicago-Pneumatic Oil Tool Division	Cr Mo	—	—	—	—	—	—	—	Tratament pe întreaga lungime. Filet X-Hole şi H-90
Usine Métallurgique de Domine	AISI 4142	—	—	—	—	—	—	—	Tratament pe întreaga lungime Rol-Flex, H– 90
Uzina de ţevi– Roman	41 MoC 11	70	min. 85	12	7	3	—	—	

Formele filetului V–0.038 R, V–0.040, V–0.050, V–0.065, STAS 325–61 şi GOST 5286–58 sînt redate în figurile 1, 2, 3, 4 şi 5.



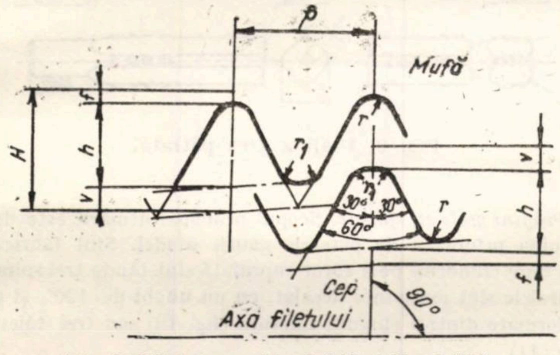
p
Mufă
H
h
f
v
r1
r
30°
60°
90°
Cep
Axa filetului

Fig. 1. Filet forma V–0.038 R.



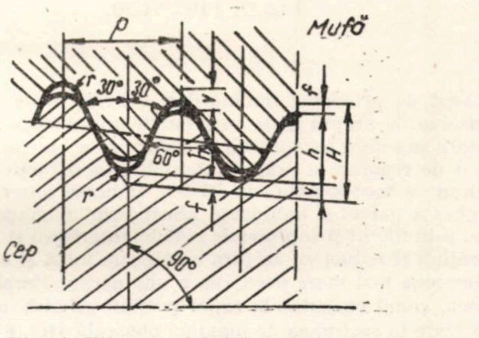
p
Mufă
H
h
f
v
r
r1
60°
30°
Cep
Axa filetului

Fig. 3. Filet forma V–0.065.



p
Mufă
H
h
f
v
r
r1
30°
60°
90°
Cep
Axa filetului

Fig. 2. Filet forma V–0.040 şi V–0.050.



p
Mufă
r
30°
60°
H
h
f
v
90°
Cep

Fig. 4. Filet special STAS 325–61.

În afara acestor tipuri de îmbinări se execută, de către diverşi fabricanţi, şi alte tipuri după patente proprii sau licenţe ca, de exemplu: HUGHES XTRA HOLE şi H—90 (fig. 6 şi 7).

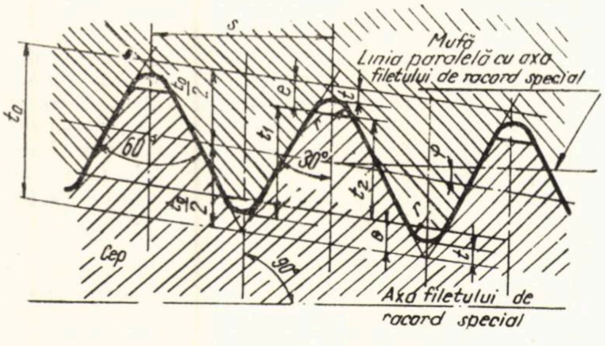

S
Mufă
Linia paralelă cu axa filetului de racord special
t0
S/2
t1
60°
30°
e
f
t2
r
S/2
Cep
90°
Axa filetului de racord special

Fig. 5. Filet special GOST 5286.

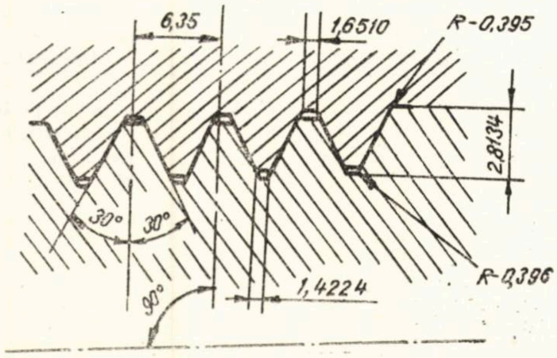


Fig. 6. Filet XTRA-Hole.

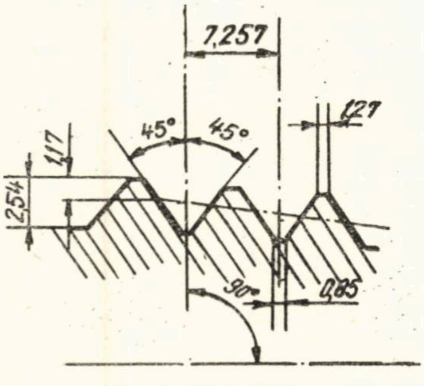


Fig. 7. Filet H-90.

Legat de problema îmbinărilor, diferite firme recomandă utilizarea de prăjini grele cu reducţii înlocuitoare. Avantajele arătate se referă la uşurinţa de înlocuire a acestora şi costul redus de reparare a prăjinii. Asamblarea reducţiei la corpul prăjinii se face simplu, cu filetele indicate anterior. Firma Hughes a patentat îmbinarea ,,Seal Grip" (strîngere etanşă) care, prin filetul şi suprafeţele netede, interioară şi exterioară, a prăjinii şi reducţiei, asigură o etanşare bună şi o rezistenţă la torsiune mai mare decît cea a îmbinărilor simple. De asemenea, conul executat la cepul prăjinii asigură o rezistenţă mai mare în secţiunea de maximă oboseală (fig. 8).

Firma Reed Roller bit Company, Houston Texas, recomandă tratamentul ,,Hi — Flex" pentru prevenirea ruperilor la oboseală, prelungind viaţa prăjinii grele. Tratamentul este aplicat la rece şi la suprafaţa oţelului. Normele Institutului American de Petrol standardizează degajarea la baza cepului şi terminarea filetului mufei, cu roluirea la rece, pentru descărcarea filetului şi creşterea rezistenţei la oboseală.

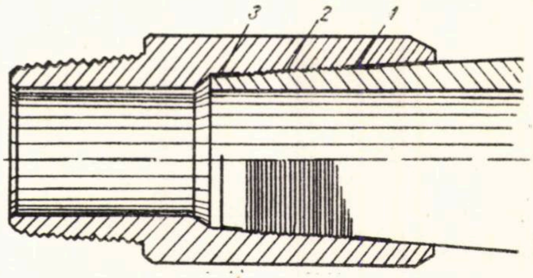


Fig. 8. Îmbinare Seal Grip:

1 — etanşare pe con; 2 — etanşare pe filet; 3 — etanşare interioară.

În scopul evitării gripajului în timpul înşurubărilor şi deşurubărilor la sondă, precum şi pentru evitarea oxidării, filetele prăjinilor grele sînt parcherizate, fosfatate, zincate, cuprate etc. Se constată deci o preocupare intensă a producătorilor în sensul găsirii unor îmbinări cît mai rezistente şi durabile, precum şi pentru aplicarea unor tratamente speciale în scopul eliminării ruperilor de oboseală şi a gripărilor.

Prăjini grele cu forme speciale. Prăjinile grele cu forme speciale au fost introduse la săparea sondelor în scopul reducerii deviaţiilor exagerate a găurilor de sondă; eliminării îngenuncherilor; înlăturării lipirii lor de peretele găurii; aplicării unor sarcini mai mari pe sapă pentru mărirea vitezei de forare.

Prăjini grele pătrate. Aceste prăjini asigură o stabilitate mare a găurii, strîns ajustată, concomitent cu permiterea unei circulaţii suficiente între feţele drepte ale pătratului şi peretele rotund al găurii. Diagonala pătratului trebuie să fie cu 1/16" mai mică decît diametrul găurii, la prăjina nouă. Uzura maximă admisă, 1/4". Muchiile prăjinii pe anumite porţiuni sînt încărcate cu materiale dure, în scopul evitării uzurii excesive. Faţă de prăjinile grele clasice, prăjinile grele pătrate au o mai mare rigiditate, permit un spaţiu inelar mai redus şi prezintă în acelaşi timp mai puţine puncte de contact faţă de pereţii găurii de sondă.

Dimensiunile şi formele de fabricaţie sînt cele din tabela 4 şi din figura 9. Firme producătoare, Drilco Oil Tools inc. Midland Texas, Alfred W. & Co.

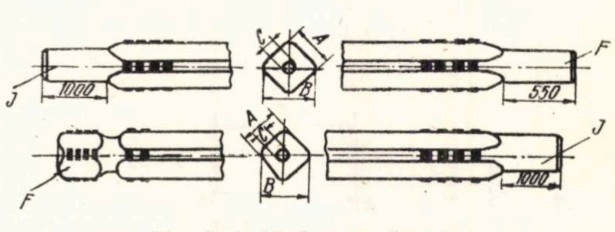


Fig. 9. Prăjină grea pătrată.

Prăjini grele cu spirale. Scopul principal urmărit este de a elimina prinderea de peretele găurii sondei. Sînt fabricate din bare cilindrice pe a căror suprafaţă sînt tăiate trei spirale. Spiralele sînt executate decalat, cu un unghi de 120°, şi pot fi formate dintr-o singură tăietură (fig. 10) sau trei tăieturi (fig. 11).

Tabela 3

Marca oțelului	Compoziția chimică, %								Corespondentul
	C	Mn	P max.	S max.	Si	Ni	Cr	Mo	
AISI 4140	0,38 0,43	0,75 1,00	0,04	0,04	0,20 0,35	—	0,80 1,10	0,15 0,25	SAE 4140
AISI 4142	0,40 0,45	0,75 1,00	0,04	0,04	0,20 0,25	—	0,80 1,10	0,15 0,25	SAE 4142
AISI 4142 H*	0,39 0,46	0,65 1,10	0,025 0,040 0,050	0,025 0,040 0,050	0,20 0,35	—	0,75 1,20	0,15 0,25	SAE 4142 H
AISI 4145	0,43 0,48	0,75 1,00	0,04	0,04	0,20 0,35	—	0,80 1,10	0,15 0,25	SAE 4145
AISI 4145 H*	0,42 0,49	0,65 1,10	0,025 0,040 0,050	0,025 0,040 0,050	0,20 0,35	— —	0,75 1,20	0,15 0,25	SAE 4145 H

Obs.: Procentul de sulf și fosfor va fi astfel limitat:

Bazic	— cuptoare electrice	0,025% maxim;
Bazic	— cuptoare Martin	0,040% maxim;
Acid	— cuptoare electrice	0,050% maxim;
Acid	— cuptoare Martin	0,050% maxim.

Tabela 4

Dimensiunea găurii		Latura peretelui		Diagonala pătratului		Conexiunea, F	Conexiunea, J
inci	mm	inci	mm	inci	mm		
4 3/4	120,65	3 3/4	95,25	4 11/16	119,02	2 7/8 REG	Conform comenzii cumpărătorului
5 5/8	142,87	4 1/2	114,30	5 11/16	141,29	3 1/2 ,,	
6 1/8	155,57	5	127,00	6 1/16	153,99	3 1/2 ,,	
6 1/4	158,25	5	127,00	6 3/16	157,16	3 1/2 ,,	
6 5/8	168,27	5 1/2	129,7	6 9/16	166,69	3 1/2 ,,	
6 3/4	171,45	5 1/2	139,70	6 11/16	169,86	3 1/2 ,,	
7 7/8	200,02	6 1/2	165,10	7 13/16	198,44	4 1/2 ,,	
8 1/2	215,90	7	177,80	8 7/16	214,31	4 1/2 ,,	
8 5/8	219,07	7	177,80	8 9/16	217,49	4 1/2 ,,	
8 3/4	222,25	7	177,80	8 11/16	220,66	4 1/2 ,,	
9	228,60	7	177,60	8 15/16	227,01	4 1/2 ,,	
9 5/8	244,47	8	203,20	9 9/16	242,89	6 5/8 ,,	
9 7/8	250,82	8	203,20	9 13/16	249,24	6 5/8 ,,	
10 5/8	269,87	9	228,60	10 9/16	268,29	6 5/8 ,,	
11	279,4	9	228,60	10 15/16	277,81	6 5/8 ,,	
12 1/4	311,15	10	254,00	12 3/16	309,56	6 5/8 ,,	

Dimensiunile prăjinilor fabricate și adîncimea degajărilor sînt arătate în tabela 5. Se pot executa simple sau cu degajare pentru prinderea în elevator. Ieșirea spiralelor trebuie să se facă lin, fără treceri bruște.

Tabela 5

Diametrul exterior, inci	Adîncimea spiralei, inci	Numărul de spirale	Pasul, inci	Direcția
Pînă la 3 7/8	5/32 ± 1/32	3	36 ± 1	dreapta
4 la 4 3/8	3/16 ± 1/32	3	36 ± 1	dreapta
4 1/2 la 5 1/8	7/32 ± 1/32	3	38 ± 1	dreapta
5 1/4 la 5 3/4	1/4 ± 1/32	3	42 ± 1	dreapta
5 7/8 la 6 3/8	9/32 ± 1/16	3	42 ± 1	dreapta
6 1/2 la 6 7/8	5/16 ± 1/16	3	46 ± 1	dreapta
7 la 7 7/8	11/32 ± 1/16	3	64 ± 1	dreapta
8 la 8 7/8	3/8 ± 1/16	3	68 ± 1	dreapta
9 la 9 7/8	13/32 ± 3/32	3	72 ± 1	dreapta
10 la 10 7/8	7/16 ± 3/32	3	76 ± 1	dreapta
11 la 12	15/32 ± 3/32	3	80 ± 1	dreapta

Firmele producătoare ENGINEERING ENTERPRISES INCORPORATED: Drilco Oil Tools, Armco-National Supply, Hunt Tool Co., Alfred Wirth Co., Schoeller-Bleckman Steelworks.

Pînă la 6 7/8″ se execută spirala simplă (fig. 10), iar peste dimensiunea de 7″ inclusiv se execută spirala cu trei tăieturi (fig. 11).

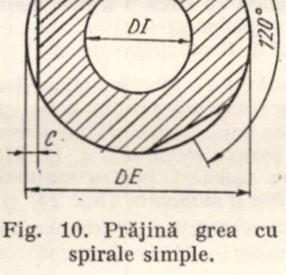


Fig. 10. Prăjină grea cu spirale simple.

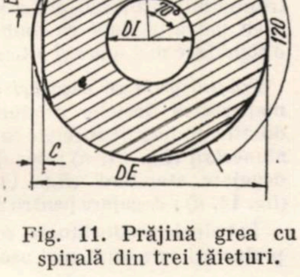


Fig. 11. Prăjină grea cu spirală din trei tăieturi.

Prăjini grele cu o singură spirală. Sînt asemănătoare celor cu trei spirale, cu deosebirea că au o singură spirală, formată dintr-un canal tăiat în corpul prăjinii grele. Avînd pasul mic se consideră că nu au tendinţă de rotire pe gaură la introducere şi scoatere, iar la înaintare, în timpul lucrului, acţionează ca un alezor asupra găurii sondei. Avantajul principal urmărit este eliminarea lipirii de peretele găurii sondei. Sînt fabricate de firma Mc.Clinton Tool, în dimensiunile :

Ø exterior, inci	3 1/2	3 1/2	4 1/8	4 1/2	4 3/4	5	5 1/2	5 3/4	6	6 1/4	6 1/2
Ø interior, inci	1 1/4	1 3/4	2	2	2	2 1/4	2 1/4	2 1/4	2 1/2	2 1/2	2 1/2
Ø exterior, inci	6 3/4	7	7 1/4	7 1/2	7 3/4	8	8 1/4	8 1/2	8 3/4	9	9 1/2
Ø interior, inci	2 1/2	2 3/4	2 3/4	2 3/4	2 3/4	3	3	3	3	3 1/4	3 1/4
Ø exterior, inci	10	10 1/2	11	11 1/4							
Ø interior, inci	3 1/4	3 1/4	3 1/2	3 1/2							

Se fabrică şi cu diametre interioare optimale, mai mari cu 1/4 inci, începînd de la dimensiunea prăjinii de 4 3/4 inci.

Forma este cea redată în figura 12. Adîncimea spirei este de 3/16 la 3/8 inci. Lăţimea aproximativă a spirei, 1 3/4 la 2 1/4 inci. Pasul spirei este de 6 1/2 la 11 1/4 inci. Lungimea de fabricaţie este de 30 picioare sau 9 144 mm.

Prăjini grele cu caneluri longitudinale. Sînt concepute tot pentru reducerea lipirii de peretele găurii sondei avînd o suprafaţă de contact redusă la jumătate, în raport cu prăjinile grele clasice. Firma producătoare Land and Marin Rental. Dimensiunile de fabricaţie sînt : 3 1/2 la 4 1/4 inci ; 4 1/2 la 5 1/4 inci ; 5 1/2 la 6 1/4 inci ; 6 1/2 la 7 1/4 inci ; 7 1/2 la 8 1/4 inci.

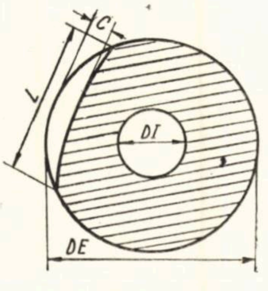


Fig. 12. Prăjină grea cu o singură spirală.

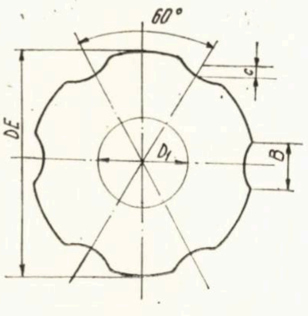


Fig. 13. Prăjină grea cu caneluri longitudinale.

Prăjini grele stabilizatoare. Aceste prăjini, concepute de ing. I. Lari şi brevetate în R. S. România sub nr. 47924 din 1964, au scopul de a asigura o mai bună stabilitate în ceea ce priveşte acţiunea eforturilor centrifugale. Prăjinile au, în secţiunea perpendiculară pe axa longitudinală, forma unui triunghi echilateral cu laturile curbilinii şi cu vîrfurile rotunjite. Astfel, momentul de inerţie este mai mare decît al prăjinilor grele pătrate.

Din înscrierea pătratului şi a triunghiului echilateral curbiliniu într-un cerc reprezentînd gaura sondei, se constată că triunghiul curbiliniu are o suprafaţă cu circa 5% mai mare decît pătratul, fapt ce conferă prăjinilor grele stabilizatoare o rigiditate mai mare şi o tendinţă de flambaj mai mică.

Prăjini grele cu degajări speciale. La cererea beneficiarilor majoritatea firmelor producătoare execută prăjini grele cu diferite prelucrări speciale ca, de exemplu : caneluri împotriva alunecării (fig. 14, *a*) ; degajare pentru elevator (fig. 14, *b*) ; degajare standard (fig. 14, *c*) ; caneluri pentru coruncă (fig. 14, *d*) ; degajare pentru elevator şi alunecare (fig. 14, *e*).

În uzinele producătoare, realizarea corectă a tuturor acestor prelucrări este mult mai uşoară deoarece atelierele respective sînt dotate cu strunguri adecvate de prelucrare şi cu utilaj de manipulare, centrare etc.

Prăjini cu capete sudate. Procedeul de sudare a capetelor la prăjinile grele, a prăjinilor de antrenare, a reducţiilor şi a altor produse similare se aplică de foarte mult timp la unele uzine din S.U.A. ca, de exemplu, la Baash Ross. Uzina respectivă arată că aplicarea acestui procedeu de reparaţii dublează viaţa prăjinilor de antrenare şi prelungeşte durata de funcţionare a prăjinilor grele.

Sudura pe care o execută este fără adaos de material şi fără a modifica proprietăţile fizice ale produselor. Este o sudură prin presiune, care se realizează cu ajutorul unei prese orizontale, după ce capetele special prelucrate au fost încălzite cu un dispozitiv inelar, alimentat cu oxiacetilenă. De la repararea prăjinilor uzate procedeul s-a extins la fabricarea produselor noi.

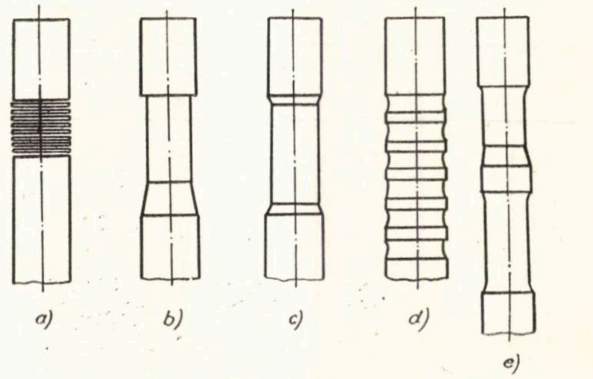


Fig. 14 :

a – Prăjină grea cu caneluri împotriva alunecării ; *b* – Prăjină grea cu degajare pentru elevator ; *c* – Prăjină grea cu degajare standard ; *d* – Prăjină grea cu caneluri pentru coruncă ; *e* – Prăjină grea cu degajare pentru elevator şi alunecare.

Firma Baash Ross produce prăjini de antrenare cu reducţii sudate prin presiune. Procedeul simplifică tehnologia de fabricaţie a prăjinilor de antrenare, eliminînd fie operaţia de refulare, fie forjarea prăjinilor de antrenare cu reducţii din corp.

Firma Sorice din Franţa a trecut la fabricarea prăjinilor grele ,,Bimetal''. Procedeul constă în sudarea unor reducţii cu lungimi de 900 — 1 000 mm la corpul central al prăjinii a cărui lungime este de 7 000 — 7 500 mm.

Sudarea se face cu aport de material sub strat de flux şi cu preîncălzirea atît a reducţiei, cît şi a corpului prăjinii. În timpul sudurii se menţine temperatura pieselor de asamblat la circa 500°C, cu ajutorul unui cuptor mobil. După terminarea sudurii zona respectivă este normalizată în aceleaşi cuptoare mobile. Avantajele pe care le prezintă procedeul constă în utilizarea pentru partea centrală a prăjinii a unui oţel carbon de calitate, iar pentru reducţii, a unui oţel aliat Cr-Mo (echivalent SAE 4145 H) de înaltă puritate, similare celor utilizate în construcţia aeronautică. Prin aceasta se asigură, pentru capetele prăjinilor care sînt filetate şi unde se produc în mod curent accidentele, un material cu caracteristici fizico-mecanice superioare. Se obţin astfel prăjini grele, cu îmbinări superioare calitativ, la un preţ de cost scăzut, deoarece corpul prăjinii care constituie marea masă de metal a produsului este din oţel carbon de calitate. Procedeul este rentabil pînă la o anumită dimensiune, care este în funcţie de preţul materialului şi al manoperei în ţara respectivă.

Firma ,,Sorice'' A.C.M. fabrică prăjini grele cu capete sudate în gama indicată în tabela 6.

Caracteristicile mecanice se dau pentru fiecare prăjină în parte. Duritatea Brinell se determină cel puţin din 2 în 2 m. Se verifică pe fiecare produs diametrul exterior, diametrul canalului de circulaţie, lungimea, ovalitatea, adîncimea defectelor de suprafaţă şi rectilinitatea, cu aparate de control obişnuite. Diametrul mediu pe flancuri în planul de măsurare se verifică cu ajutorul calibrelor filetate. Pasul, profilul filetului, conicitatea se verifică cu aparate speciale şi palete de control.

Tabela 6

Diametrul exterior				Conexiunea		Lungimea
A.C.M.		Thyssen		A.C.M.	Thyssen	
inci	mm	inci	mm			
4 1/8	104,8	4 1/8	104,8	2 7/8 IF	2 7/8 IF	
4 3/4	120,6	4 3/4	120,6	3 1/2 IF	3 1/2 IF	
6 1/4	158,8	5 3/4	146,0	4 IF şi 4 FH	4 FH	
6 3/8	161,9	6	152,4	4 1/2 IF	4 IF	
6 1/2	165,1	6 1/4	158,8	4 H 90	4 IF	
6 5/8	168,1	8 1/4	209,6	4 1/2 H 90	5 1/2 IF	
6 3/4	171,4	9 1/2	241,3	4 1/2 H 90	7 5/8 REG	
7	177,8	—	—	4 1/2 IF	—	
7 1/2	190,5	—	—	4 1/2 IF	—	
7 3/8	187,3	—	—	6 5/8 REG şi H 90	—	9144 ± 152,4 mm ACM
7 3/4	196,8	—	—	6 5/8 REG	—	
8	203,2	—	—	6 5/8 REG şi 5 1/2 H 90	—	7 000 Thyssen
8 1/4	209,6	—	—	6 5/8 REG	—	
9 3/2	241,3	—	—	7 5/8 REG	—	
10	254	—	—	7 5/8 REG	—	
11 1/4	285,7	—	—	8 5/8 REG	—	

Firma Thyssen din Düsseldorf a trecut, de asemenea, la fabricarea prăjinilor grele conform API Std. 7, cu capete sudate, în dimensiunile din tabela 6 şi figura 15.

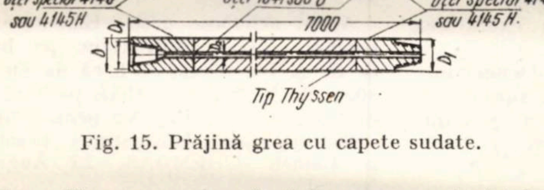


Fig. 15. Prăjină grea cu capete sudate.

Firma Thyssen precizează că la cerere poate fabrica şi alte dimensiuni. De asemenea precizează că pentru corpul prăjinii întrebuinţează oţel grad D, iar pentru capete, oţel marca SAE 4140.

Controlul calitativ al prăjinilor grele. În general, analiza chimică se dă după buletinul eliberat de furnizorul barelor şi numai în cazuri speciale se repetă determinările în uzina producătoare.

S-a generalizat controlul nedistructiv atît al corpului prăjinii, cît şi al capetelor filetate.

Rezumînd cele expuse, tendinţele în fabricaţia prăjinilor grele sînt spre utilizarea pe scară tot mai mare a barelor laminate ca semifabricate pentru prăjini grele; generalizarea tratamentului termic de îmbunătăţire pe întreaga lungime; întrebuinţarea oţelurilor vidate, de înaltă puritate; fabricarea de prăjini cu forme speciale pentru forajul sondelor dificile; roluirea filetului şi a degajării de descărcare de eforturi a acestuia; extinderea controlului nedistructiv.

BIBLIOGRAFIE

[1] Composite Catalog, Ed.27 Publicaţie World Oil, Houston Texas.
[2] * * * Normele Institutului American de Petrol, API Std. 7, Ed. 24, aprilie 1969.
[3] * * * Recomandare ISO TC 67—42 F.
[4] * * * *Studiul rezistenţei la oboseală a oţelurilor utilizate la prăjinile grele şi pătrate pentru foraj.* Cap. V, ICEM, 1966.
[5] * * * *Studiul garniturilor de foraj.* Institutul de cercetări foraj extracţie. Cîmpina, 1967, p. 92—107.
[6] * * * STAS 1898—68; STAS 325—61.
[7] * * * Ofertele diverselor firme producătoare.

◆

CRONICĂ

PROSPECT pentru CURSURI DE PERFECŢIONARE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

Ediţia 1970 — 1971

CURSURI DE PERFECŢIONARE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

Cursurile de perfecţionare în domeniul turnătoriei cu durata de 3 — 4 zile au ca scop să ofere inginerilor şi tehnicienilor, care lucrează în specialitatea turnătorie, posibilitatea actualizării şi completării cunoştinţelor tehnico-ştiinţifice, accentul punîndu-se asupra laturii aplicative; ele nu urmăresc repetarea cunoştinţelor căpătate în şcoală, ci îmbogăţirea acestora cu noi realizări ale cercetării ştiinţifice şi tehnicii de turnare.

Cursurile de perfecţionare de turnătorie se vor organiza pe cicluri; fiecare ciclu va fi consacrat unei teme, pentru ca pe parcursul celor 3 — 4 zile tema să poată fi tratată şi dezbătută aprofundat şi să se poată trece în revistă soluţiile cele mai recente ale tehnicii şi tehnologiei de turnare.

Cursurile vor fi organizate în localităţile unde există uzine sau institute care permit organizarea de lucrări de laborator, demonstraţii practice, vizitarea unor instalaţii şi aparaturi moderne etc., care să completeze subiectele tratate.

Program pentru anul 1970

BUCUREŞTI

Procese fizico-chimice care au loc la executarea formelor şi miezurilor

Procesul de formare a peliculelor în cazul amestecurilor preparate cu lianţi anorganici (naturali şi sintetici) şi organici.

Forţe de adeziune şi coeziune în sistemul nisip-liant.

Corelaţia dintre natura peliculei şi proprietăţile fizico-mecanice ale amestecurilor.

Factorii care influenţează procesul de peliculizare.

Particularităţile procesului de liere în diferite cazuri din practică.

Fluidificarea şi curgerea amestecurilor de formare.

Condiţiile de realizare a fluidificării şi curgerii.

Factorii care influenţează procesul de curgere.

Domenii practice de utilizare a amestecurilor fluide.

Procesele de întărire a peliculelor la utilizarea lianţilor anorganici.

Transformarea peliculelor din soluţii lichide şi soluţii coloidale în schelet solid.

Procesele fizico-chimice de deshidratare şi formare a gelurilor.

Procesele de întărire a peliculelor la utilizarea lianţilor organici.

Procesul de peliculizare şi policondensare.

Procesele de deshidratare, carbonizare, formarea eutecticelor, apariţia tensiunilor şi fisurilor.

Se vor vizita laboratoarele uzinei „23 August" şi ale I. P. — Bucureşti, unde se vor face demonstraţii practice privind formarea şi întărirea peliculelor pentru principalele reţete de amestecuri.

BRAŞOV

Tehnologii moderne de formare şi miezuire

Unele probleme noi din domeniul proceselor tehnologice de formare şi turnare.

Proiectarea şi construcţia utilajului tehnologic de bază şi auxiliar utilizat pentru obţinerea semifabricatelor turnate (materiale utilizate, proiectare, construcţie, precizie dimensională, tipizare).

Turnarea pieselor în forme şi miezuri executate prin procedeul Croning:

turnarea pieselor cu pereţi subţiri;

turnarea pieselor de complexitate ridicată;

analiza comparativă a procedeului Croning (Tractorul) cu procedeul utilizat la Uzina de autocamioane;

perspective de utilizare şi extindere în turnătoriile din R. S. România;

utilaje specifice acestui procedeu.

Răşinile sintetice utilizate ca liant şi perspectivele de obţinere a lor (ureeoformaldehidice, furanice etc.).

Utilaje moderne pentru executarea miezurilor şi formelor.

Se vor face vizite de documentare şi demonstraţii practice la turnătoriile de fontă de la uzina „Tractorul" şi Uzina de autocamioane din Braşov.

TÎRGOVIŞTE

Oţeluri de calitate turnate în piese

Oţeluri carbon utilizate la turnarea vanelor destinate industriei petroliere pentru înalte solicitări.

Condiţii: particularităţi de fabricaţie.

Oţeluri slab aliate pentru utilaje înalt solicitate în industria petrolieră.

Condiţii: particularităţi de fabricaţie.

Elaborarea şi turnarea în piese a oţelurilor înalt aliate de tip refractar.

Elaborarea şi turnarea în piese a oţelurilor înalt aliate rezistente la coroziune.

Corelaţia dintre proprietăţile mecanice şi cele tehnologice (prelucrabilitatea şi sudabilitatea). Soluţiile adoptate de principalele uzine în legătură cu această problemă.

Se va vizita turnătoria de oţel a Uzinei de utilaj petrolier din Tîrgovişte şi se vor face demonstraţii practice privind turnarea în forme crude a vanelor de presiune din oţel.

BUCUREŞTI

Aliaje neferoase de turnătorie

Aliaje neferoase pentru turnătorie. Caracteristici fizico-mecanice şi tehnologice, domenii de utilizare în construcţia de maşini.

Elaborarea şi turnarea aliajelor neferoase, operaţii tehnologice importante caracteristice pentru neferoase, metode şi utilaje.

Proprietăţile de turnare ale aliajelor neferoase de turnătorie.

Determinarea rapidă a intervalului de solidificare. Proiectarea reţelelor de turnare şi a maselotelor de turnare a aliajelor neferoase. Tipuri de reţele, de maselote.

Nomograme pentru determinarea rapidă a parametrilor reţelelor de turnare.

Măsuri pentru micşorarea consumului de metal.

Formarea structurilor la aliajele de turnătorie. Structura primară. Structura secundară. Mecanismul procesului de modificare. Metode rapide de determinare a structurii primare la aliaje. Corelaţia dintre structura primară şi principalele proprietăţi mecanice şi fizice.

Aliaje neferoase uşoare. Elaborare şi turnare. Aliaje de aluminiu de tipul Al-Si-Mg, Al-Cu-Mg, Al-Mg-Al-Si hipereutectic. Aliaje de magneziu. Elaborare şi turnare.

Aliaje neferoase grele. Elaborare şi turnare. Aliaje antifricţiune pe bază de Sn şi Pb. Aliaje pe bază de Zn cu adaos de Al, Mg. Cu. Aliaje pe bază de Sn, Zn, Bi, Cd, Pb, Ag pentru lipit.

Se vor face demonstraţii practice la Uzinele UREMOAS, 23 August, Neferal.

ORADEA

Fonte cu grafit lamelar pentru construcţia de maşini

Forma lamelară a grafitului, definiţie, clasificare, factori de influenţă.

Masa metalică de bază a fontelor cu grafit lamelar; definiţie, clasificare, factori de influenţă.

Proprietăţile tehnologice ale fontelor lichide şi în curs de solidificare (tensiunea superficială, proprietăţile de curgere, contracţia şi retasurile, tensiunile de turnare).

Proprietăţile fontelor cu grafit lamelar faţă de solicitările statice şi dinamice.

Proprietăţile fontelor cu grafit lamelar faţă de factorii de exploatare (uzură, coroziune, oxidare).

Utilizarea fontelor cu grafit lamelar în construcţia de maşini:

fonte pentru maşini-unelte, pentru bucşe şi segmenţi, pentru blocuri, chiulase, pistoane, pentru arbori cotiţi şi axe cu came; calităţi, condiţii tehnice.

Se va vizita Uzina „Înfrăţirea" — — Oradea, unde se vor face demonstraţii practice de modificare a fontelor destinate turnării maşinilor-unelte cu modificatori complecşi. Epruvete pană; nomograme de calcul rapid al cantităţii de modificator.

BUCUREŞTI

Metode speciale de turnare a aliajelor

Turnarea continuă de blocuri şi lingouri plăci şi bare.

Cristalizarea şi solidificarea aliajelor de aluminiu la turnarea continuă, calculul regimului termic şi proiectarea cristalizatoarelor.

Turnarea sub presiune: aliaje, tehnologie, utilaje şi SDV-uri.

Turnarea prin aspiraţie (turnarea la presiuni joase) bare şi bucşe din bronz. Tehnologie şi utilaje.

Turnarea centrifugală: cămăşi cilindru, bucşe, segmenţi etc.

Turnarea de precizie: procedeul SHAW etc. Tehnologie şi materiale.

Se vor face demonstraţii practice la uzinele Laromet, UREMOAS şi 23 August din Bucureşti.

Programul pentru anul 1970

CLUJ

Fonte cu plasticitate ridicată

Fonte cu plasticitatea ridicată: cu grafit vermicular, nodular şi de recoacere. Particularităţile proprietăţilor fizice şi mecanice. Fontele cu plasticitate ridicată ca materiale pentru construcţia de maşini.

Fonta cu grafit lamelar cu plasticitate ridicată ($\delta = 2 - 6\%$). Condiţiile de obţinere. Structuri. Tehnologia modificării fontelor. Compoziţia chimică. Domeniile de utilizare.

Fonte cu grafit nodular. Condiţii de obţinere a fontelor cu grafit nodular cu alungire ridicată, în stare turnată şi prin tratament termic. Realizări noi în ceea ce priveşte utilizarea modificatorilor complecşi. Eliminarea petelor negre din piesele turnate. Tendinţe noi în domeniul utilizării fontelor cu grafit nodular.

Fonte maleabile cu plasticitate ridicată. Condiţii de obţinere. Structura şi comportarea fontelor, tratamentul termic folosit la fabricarea fontelor maleabile cu plasticitate mare. Modificarea la fontele maleabile. Prelucrabilitatea fontelor maleabile. Comparaţii din punct de vedere al aplicativităţii în construcţia de maşini a fontelor cu grafit nodular şi foarte maleabile.

Se vor vizita turnătoria de fontă maleabilă de la uzina Armătura, turnătoriile de fontă cenuşie de la uzina Unirea şi Tehnofrig, unde se vor face demonstraţii practice privind modificarea fontelor.

BRAŞOV

Elaborarea fontelor de calitate în cubilouri şi cuptoare electrice

Procesele metalurgice care au loc la elaborarea fontelor în cubilouri şi care influenţează calitatea fontelor (conţinutul elementelor de bază, conţinutul de gaze, incluziuni, gaze şi de elemente nocive). Influenţa elaborării asupra fenomenului de ereditate şi asupra structurii fontelor turnate în piese.

Influenţa compoziţiei şi a naturii încărcăturii asupra calităţii fontelor. Rolul zgurelor în cubilouri.

Procesele metalurgice care au loc la elaborarea fontelor nealiate şi aliate în cuptoare cu inducţie. Procesele de carburare şi de desulfurare.

Influenţa parametrilor cuptoarelor asupra calităţii fontelor.

Particularităţile elaborării fontelor prin procedeul duplex.

Vor fi vizitate turnătoriile de fontă de la Uzina de autocamioane din Braşov, unde se va urmări elaborarea unei şarje la cuptoarele mari de inducţie şi se vor face demonstraţii privind determinarea reactivităţii şi porozităţii cocsului, precum şi a compoziţiei gazelor din cubilouri.

BRĂILA

Materiale de protecţie pentru miezuri şi forme

Procese fizico-chimice la umectarea formelor şi miezurilor de către aliajul lichid.

Tipuri de vopsele şi produse utilizate în turnătorii. Clasificare, preparare, utilizare.

Metode pentru determinarea proprietăţilor vopselelor şi pudrelor de turnătorie.

Prepararea şi întrebuinţarea chiturilor în turnătorie.

Exemple practice de obţinere a pieselor de mare complexitate cu suprafaţa curată. Pudre de turnătorii.

Cauzele formării aderenţilor. Metode de preîntîmpinare a apariţiei aderenţilor.

Se vor vizita turnătoriile uzinei „Progresul" — Brăila şi se vor face demonstraţii practice privind utilizarea vopselelor şi a chiturilor.

Organizarea participării

Înscrierea la cursuri se va face de către întreprinderi, indicîndu-se numele participanţilor şi ciclurile la care aceştia urmează să fie înscrişi.

Înscrierile se înregistrează în ordinea cronologică a primirii acestora la sediul CNIT — Calea Victoriei nr. 118; numărul de locuri este limitat la 30 de persoane pentru fiecare ciclu. În cazul cînd vor fi cereri ce depăşesc numărul de 30 persoane, eventual ciclurile respective se vor putea repeta.

Data exactă a fiecărui ciclu va fi comunicată din timp întreprinderilor.

Cursanţii vor primi la terminarea fiecărui ciclu textul scris al expunerilor şi lucrărilor în contul taxei de participare, iar întreprinderile care vor dori să-şi procure aceste texte într-un număr mai mare de exemplare le vor comanda din timp la CNIT.

Pentru acoperirea cheltuielilor de tipărire a lucrărilor şi deplasarea lectorilor, întreprinderile vor achita o taxă de participare de 150 lei de participant pe ciclu, care va fi virată în contul Uniunii Generale a Sindicatelor, str. Ştefan Gheorghiu nr. 14, cont nr. 49.6.001 —SMB— SDBS 5000 BNRSR, Bucureşti.

Toate cheltuielile de deplasare, cazare şi diurnă vor fi suportate de instituţiile sau întreprinderile cărora le aparţin cursanţii.

Ing. *P. FILIMON*

Între 3 şi 8 octombrie 1971 va avea loc la Düsseldorf, Republica Federală a Germaniei, cel de-al 38-lea Congres internaţional de turnătorie, organizat de Uniunea specialiştilor germani în turnătorie, sub auspiciile Comitetului internaţional al asociaţiilor tehnice de turnătorie.

Tema congresului va fi „Turnătoria, artă veche — tehnică modernă".

În cadrul lucrărilor congresului se vor dezbate probleme privind procedee tehnologice moderne de formare şi turnare, utilaje şi instalaţii de turnătorie, controlul calităţii în turnătorii, rezultate ale cercetării ştiinţifice etc.

Inginerii şi tehnicienii din domeniul turnătoriilor care doresc să participe cu referate sau comunicări axate pe problemele congresului sînt rugaţi să trimită pînă la data de 30 septembrie 1970 titlul acestora şi un rezumat de circa 20 rînduri la Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Bucureşti, Calea Victoriei nr. 118, etaj I.

Comunicările (referatele) acceptate de grupa de turnătorie din CNIT, pentru a fi recomandate Comitetului de organizare al celui de-al 38-lea Congres internaţional de turnătorie vor fi confirmate în scris pînă la data de 15 noiembrie 1970.

Ing. *P. FILIMON*

RECENZII

R. W. K. HONEYCOMBE. THE PLASTIC DEFORMATION OF METALS (Deformarea plastică a metalelor). Londra, Edward Arnold LTD, 1968, 477 pag., 341 fig., 688 poz. bibl.

Aşa cum arată în introducere autorul, profesor de metalurgie la universitatea din Cambridge, proprietatea cea mai caracteristică a unui metal, după toate aparenţele, este plasticitatea sau capacitatea de a suferi deformaţii mari fără fisurare, fără pierdere a integrităţii. În timp ce cunoştinţele practice privind deformabilitatea metalelor au un trecut de mii de ani, cunoaşterea ştiinţifică a fenomenelor legate de deformarea plastică s-a dezvoltat numai în ultimele patru decenii. Unele principii de bază au fost elucidate în prezent dar multe alte fenomene asociate reclamă încă ample cercetări.

În ultimele două decenii, principiile de bază ale metalurgiei au fost mai ferm fundamentate. Una din dezvoltările cele mai importante a fost teoria dislocaţiilor. Această teorie lămureşte unele caracteristici ale solidelor cristaline, în special comportarea în cursul deformării plastice. S-au publicat destul de numeroase cărţi privind acest subiect; cu toate acestea se consideră că există o necesitate şi un interes pronunţat pentru lucrare care să descrie sistematic comportarea reală a metalelor şi a aliajelor în timpul desfăşurării variatelor tipuri de deformare plastică şi să explice această comportare în lumina teoriei dislocaţiilor.

Intenţia mărturisită a autorului este de a prezenta, în cartea sa, numai fapte şi principii binecunoscute. Totuşi, ocazional, a emis şi unele ipoteze.

Titlurile capitolelor şi rezumarea problemelor mai importante care se tratează în carte oferă o imagine suficient de informativă privind conţinutul ei.

Capitolul I reprezintă introducerea; capitolul II este intitulat ,,Deformarea cristalelor metalice — aspecte generale". În acest capitol se tratează, la început, solidificarea metalelor topite şi creşterea grăunţilor în stare solidă, apoi natura cristalografică a deformării plastice, anizotropia proprietăţilor plastice ale cristalelor în principalele sisteme de cristalizare şi diagramele tensiune — — deformaţie.

Capitolul III se ocupă de teoria elementară a dislocaţiei. Se tratează rezistenţa teoretică a cristalelor, proprietăţile dislocaţiilor simple, sursele şi multiplicarea dislocaţiilor, detectarea experimentală a dislocaţiilor, cîmpurile de tensiune din jurul dislocaţiilor, energia acumulată asociată cu o dislocaţie, reţelele de dislocaţii, forţele dintre dislocaţii, disocierea dislocaţiilor etc.

Capitolul IV conţine deformarea cristalelor metalice şi tratează deformarea cristalelor din sistemele principale de cristalizare, cubic şi hexagonal, în diferite faze şi diagrame tensiune — deformaţie.

Capitolul V cuprinde teoriile mai vechi şi mai recente privind ecruisarea metalelor şi teoria tensiunii de deformare plastică.

În capitolul VI, privind soluţiile solide, se tratează interacţiunea atomilor din soluţie cu dislocaţiile, teoriile limitei de curgere şi durificarea soluţiilor solide.

Capitolul VII, intitulat ,,Deformarea cristalelor conţinînd o fază secundară", cuprinde interacţiunea dintre dislocaţii şi precipitate, diagramele tensiune-deformaţii ale aliajelor îmbătrînite şi a cristalelor cu precipitate incoerente, efectele dispersiei asupra limitei de curgere şi a temperaturii asupra cristalelor de aliaj îmbătrînit, microstructuri caracteristice.

Alte procese de deformare în cristale se examinează în capitolul VIII, care conţine deformările prin maclare, mişcările dislocaţiilor de maclare în principalele structuri cristaline.

Deformarea agregatelor policristaline este tratată în capitolul IX, care conţine natura şi rolul limitelor dintre grăunţi în procesul deformării plastice, efectele limitelor dintre grăunţi asupra rezistenţei cristalelor, teoriile deformării agregatelor policristaline, alunecarea limitelor dintre grăunţi la temperaturi ridicate, deformaţiile şi dislocaţiile metalelor policristaline din sistemul cubic, deformarea aliajelor conţinînd două faze, ,,whisker"-i, fibre şi armări cu fibre.

Capitolul X cuprinde formarea defectelor punctiforme ale metalelor. După examinarea retenţiei vacanţelor la călire şi a efectului asupra proprietăţilor mecanice se tratează formarea defectelor punctiforme în cursul deformării şi evidenţa lor structurală, formarea defectelor punctiforme prin iradiere şi efectul iradierii asupra proprietăţilor mecanice.

Capitolul XI se ocupă cu recoacerea metalelor deformate şi începe cu examinarea fenomenelor de regenerare, poligonizare şi recristalizare. În continuare se prezintă factorii şi cinetica recristalizării, originea nucleelor de recristalizare, dezvoltările teoretice recente, relaţia dintre regenerare şi recristalizare, cinetica creşterii grăunţilor.

Anizotropia metalelor policristaline formează conţinutul capitolului XII, în care se tratează: dezvoltarea orientării preferate (texturi), teoria texturilor cubice cu feţe centrate obţinute prin laminare, texturile de recristalizare, anizotropia proprietăţilor mecanice, magnetice şi a expansiunii termice.

Fluajul în metalele pure şi aliaje este tratat în capitolul XIII, în care se analizează curbele de fluaj, schimbările structurale în cursul fluajului, energia de activare şi semnificaţia ei, fluajul terţiar, fluajul în aliaje, deformaţiile la temperaturi ridicate şi supraplasticitatea.

Capitolul XIV se ocupă cu oboseala metalelor şi analizează caracteristicile generale şi comportarea monocristalelor şi agregatelor policristaline, schimbările structurale în cursul procesului de oboseală, teoriile iniţierii fisurilor din oboseală, factorii metalurgici ai oboselii, propagarea fisurilor din oboseală, oboseala la temperaturi ridicate şi oboseala în practică.

Despre rupere se tratează în ultimul capitol, XV. Se analizează ruperea fragilă în material amorf şi în monocristal, caracteristicile generale ale ruperii fragile şi aspectele ei practice, temperatura de tranziţie, tenacitatea la rupere şi ruperea ductilă, iniţierea şi propagarea ruperii ductile şi examinarea ei metalografică.

Caracterizată printr-o tratare concisă şi desluşită a problemelor abordate, cartea pe care o prezentăm se adresează inginerilor, absolvenţilor titraţi ai universităţii şi studenţilor în domeniul metalurgiei care simt nevoia unei priviri de ansamblu asupra deformării plastice a metalelor, acordînd atenţie cuvenită atît laturii teoretice, cît şi comportării metalelor la prelucrare prin deformare. Cartea este utilă, în general, tuturor celor interesaţi să desluşească principiile fundamentale care determină proprietăţile metalelor utilizate în practica activităţii lor industriale şi de cercetare.

Ing. *I. FRANŢIU*

T. PIWOŃSKI. PORADNIK MODELARZA FORMIERZA I RDZENIARZA (Îndrumar pentru modelieri, formatori şi miezuitori). Warşovia, W.N.T. 1967, 537 pag., 209 tab., 54 fig.

Tadeusz Piwoński este un cunoscut specialist în domeniul turnării pieselor care, fie singur sau în colectiv, a publicat o serie de lucrări valoroase în domeniul de specialitate. Lucrarea ,,Îndrumar pentru modelieri, formatori şi miezuitori" confirmă acest lucru. Sub o formă concentrată, îndrumarul vine în sprijinul direct al celor care se ocupă cu construirea modelelor şi executarea formelor şi a miezurilor, într-un cuvînt cu producerea pieselor prin turnare, cuprinzînd un bogat material ilustrativ şi sub formă de tabele.

În cele 19 capitole ale lucrării, materialul este expus într-o succesiune logică (pe baza celor cunoscute se expun în continuare probleme noi) a problemelor din cadrul procesului de producere a semifabricatelor turnate.

În prima parte a lucrării (cap. I—IV) sînt expuse o serie de tabele uzuale, unităţi de măsură, compoziţii chimice şi proprietăţi fizico-mecanice ale materialelor folosite în turnătorie şi ale aliajelor turnate. Aceste date, aşa cum sînt expuse în cadrul lucrării, sînt un auxiliar preţios pentru tehnicienii din turnătorii şi modelării.

Din cuprinsul lucrării rezultă că o atenţie deosebită a fost acordată capitolului V, care se referă la construcţia utilajului tehnologic de bază şi auxiliar procesului de formare şi miezuire. Aici pe lîngă o clasificare a unor elemente ale modelelor şi cutiilor de miez sînt date o serie de exemple edificatoare în privinţa construcţiei acestor utilaje (modele, cutii de miez, şabloane, rame de formare etc.), aceasta atît pentru procedeele clasice, cît şi pentru procedeele speciale de turnare.

Spre deosebire de capitolul V, unde se tratează construcţia modelelor şi căruia i s-a acordat un spaţiu mare în cadrul lucrării, capitolelor VI—XIV, care se referă la materialele de formare şi auxiliare, formare, miezuire, uscarea formelor şi miezurilor, turnarea formelor şi procedee clasice şi speciale de formare-turnare, li s-a acordat un spaţiu mult mai restrîns, din care cauză indicaţiile date aici nu pot fi utilizate decît de cei care au unele cunoştinţe mai avansate în domeniul de specialitate.

Spre deosebire de alte îndrumări de specialitate în lucrarea prezentată se tratează, într-un capitol special, proiectarea şi construcţia pieselor turnate, pentru a putea fi realizate printr-un procedeu tehnologic dat şi pentru a corespunde nevoilor funcţionale pentru care se toarnă piesa.

În cadrul capitolului, în care se tratează controlul tehnic al pieselor turnate, pe lîngă unele considerente de ordin general privind calitatea pieselor, sînt date, sub formă de tabele cu schiţe, defectele şi cauzele care le provoacă. Tot sub formă de tabele sînt prezentate cauzele, care în diverse faze pot provoca apariţia unor defecte, deoarece cunoscîndu-se cauzele defectelor se pot stabili şi măsurile de prevenire. Capitolul se încheie cu unele indicaţii referitoare la trasajul pieselor pentru control.

În ultima parte a lucrării autorul prezintă unele probleme de protecţia muncii în secţiile de turnătorie.

Prin cuprinsul ei şi modul de prezentare succintă a problemelor, în special sub formă de tabele şi figuri, lucrarea poate fi de un real folos tuturor celor care se ocupă cu proiectarea proceselor tehnologice de turnare, cît şi celor care se pregătesc pentru acest domeniu al tehnicii.

Prof. dr. ing. *V. VULCU*

N. POPESCU. **ALEGEREA ŞI TRATAMENTUL TERMIC AL OŢELURILOR PENTRU ROŢI DINŢATE.** Bucureşti, Editura tehnică, 1969, 78 de referinţe bibliografice, 3 anexe, 65 fig., 51 tabele, 184 pag.

Nu întîmplător roata dinţată este simbolul industriei constructoare de maşini; roata dinţată este organul de maşină cu aplicaţiile cele mai extinse şi mai variate, un motiv în plus pentru a saluta apariţia cărţii recenzate care, în afară de caracterul de deosebită oportunitate, fiind prima apariţie de acest gen în literatura tehnică românească, mai întruneşte o sumă de calităţi tehnice şi pedagogice care o fac deosebit de valoroasă nu numai pentru proiectanţii şi realizatorii (prelucrători şi termişti) de roţi dinţate, ci şi pentru studenţii facultăţilor metalurgice şi de construcţii de maşini.

Lucrarea se distinge printr-un stil clar şi foarte curgător. Nivelul tehnic şi ştiinţific este adus la zi. Eventual s-ar putea introduce la o nouă ediţie un capitol privind sulfizarea. Planul de expunere este deosebit de valoros prin aceea că se stabileşte o strînsă legătură între condiţiile tehnice în care funcţionează o roată dinţată şi solicitările la care în consecinţă este supusă, structurile cele mai corespunzătoare acestui scop şi tratamentele termice prin care se pot obţine aceste structuri. În afară de proprietăţile de utilizare sînt examinate şi proprietăţile tehnologice, de prelucrare prin aşchiere, pe care trebuie să le satisfacă materialul roţilor dinţate, şi tratamentele termice adecvate acestui scop. Întregul proces tehnologic de tratament termic sau termochimic este prezentat încadrat în procesul tehnologic de fabricaţie de ansamblu.

Deoarece în construcţia de roţi dinţate se folosesc cam toate categoriile de oţeluri utilizate în construcţia de maşini, cartea recenzată furnizează indicaţii complete pentru utilizarea, tratamentul termic şi alegerea oţelurilor pentru oricare alte organe folosite în construcţia de maşini, ştiindu-se că roţile dinţate sînt cele mai solicitate elemente de construcţie.

O lipsă a redacţiei este tabla de materii care este rezumativă în loc să cuprindă denumirea completă a tuturor subtitlurilor, singura cale pentru a face conţinutul cărţii direct şi rapid accesibi. Capitolul VI, privitor la defectele de tratament termic la roţile dinţate din oţel de cementare (nu şi pentru oţelurile de îmbunătăţire), nici nu este trecut în tabla de materii, în care figurează în schimb 3 anexe, fără să se precizeze conţinutul lor. Diagramele cuprinse în anexa III trebuiau reproduse la o scară mai mare.

Conţinutul lucrării recenzate se grupează în şase capitole, primele două constituind partea I, restul, partea a II-a a lucrării.

Capitolul I cuprinde: solicitări în angrenaje; solicitări de bază ale roţilor dinţate; solicitări la încovoiere; ruperea la oboseală prin încovoiere ciclică; solicitarea la presiunea de contact; distrugerea suprafeţei prin oboseală de contact; alte tipuri de distrugere ale suprafeţei dinţilor; coeficienţi de siguranţă şi rezistenţele admisibile; durata de funcţionare şi coeficientul de durabilitate.

Capitolul II cuprinde: oţeluri pentru roţi dinţate; cerinţe impuse oţelurilor pentru roţi dinţate; caracteristicile de rezistenţă şi caracteristicile tehnologice; clasificarea roţilor dinţate după solicitări şi precizia de execuţie; grupe de oţeluri indicate în fabricaţia de roţi dinţate; oţeluri pentru roţi dinţate utilizate în diferite ţări; oţeluri standardizate recomandabile la fabricarea roţilor dinţate; oţeluri de îmbunătăţire; oţeluri de cementare; oţeluri turnate.

Capitolul III cuprinde: procese tehnologice în fabricaţia de roţi dinţate; tehnologia roţilor dinţate din oţeluri de îmbunătăţire; tehnologia roţilor dinţate din oţeluri de cementare; tehnologia roţilor dinţate din oţeluri de nitrurare.

Capitolul IV cuprinde: tratamentele termice ale roţilor dinţate din oţeluri de îmbunătăţire; tratamente termice preliminare; tratamente termice finale; îmbunătăţirea; călirea superficială (CIF şi la flacără).

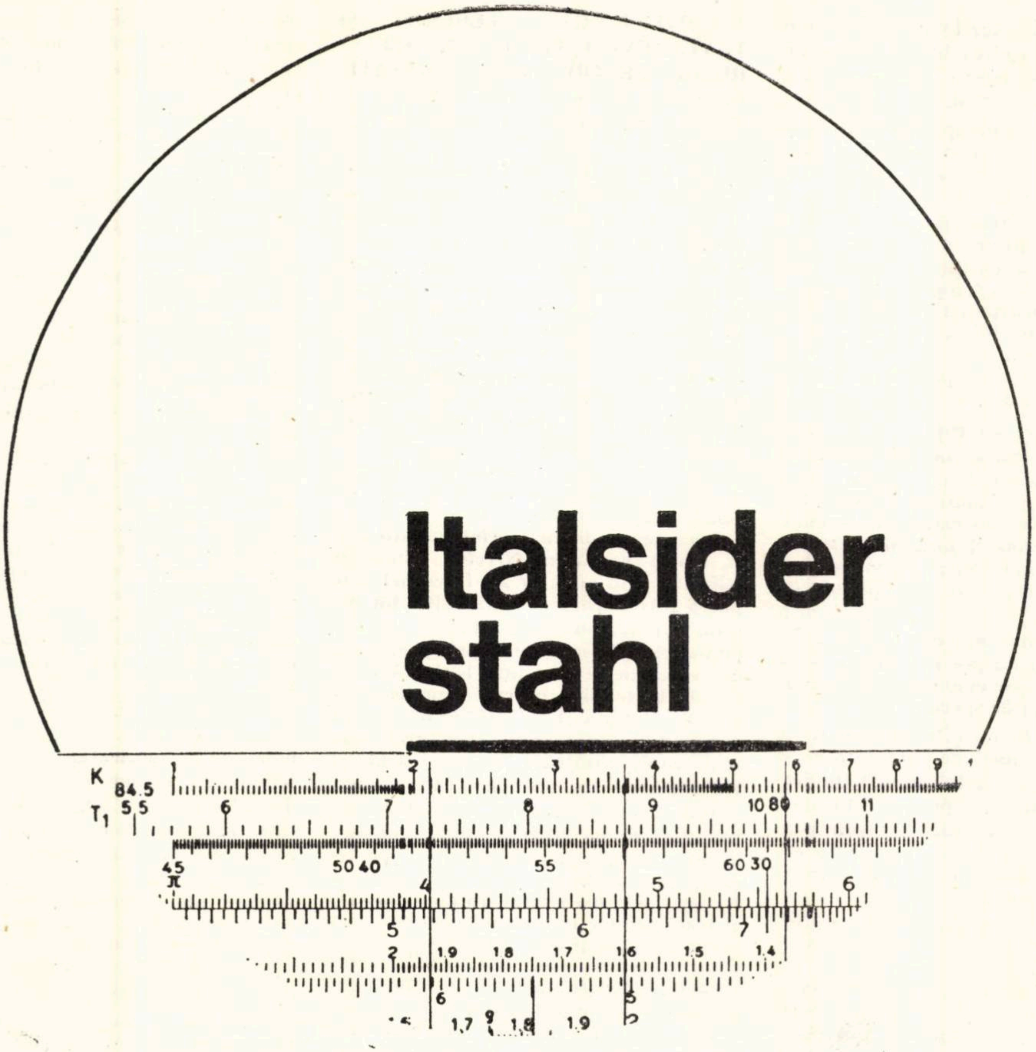
Capitolul V cuprinde: tratamentele termice şi termochimice ale roţilor dinţate din oţel de cementare; tratamente termice preliminare; tratamente termochimice; tehnologia carburării; carbonitrurarea roţilor dinţate; cianurarea roţilor dinţate; tratamente termice finale.

Capitolul VI cuprinde: defecte de tratament termic la roţile dinţate din oţel de cementare.

Lucrarea recenzată poate fi aplicată direct în producţie pentru alegerea aliajului celui mai convenabil din punct de vedere tehnic şi economic, pentru stabilirea unor procese tehnologice noi, cît şi pentru verificarea şi eliminarea erorilor din procesele tehnologice care se aplică în prezent.

Prof. ing. *C. WANYOREK*

◆



Fortschrittsmass

SIDEREXPORT
Exporteisenhüttenorganisation
von FINSIDERGRUPPE

via XII ottobre 2 — 16121 GENOVA
telephon 5494 — telex 27202 Siderexp

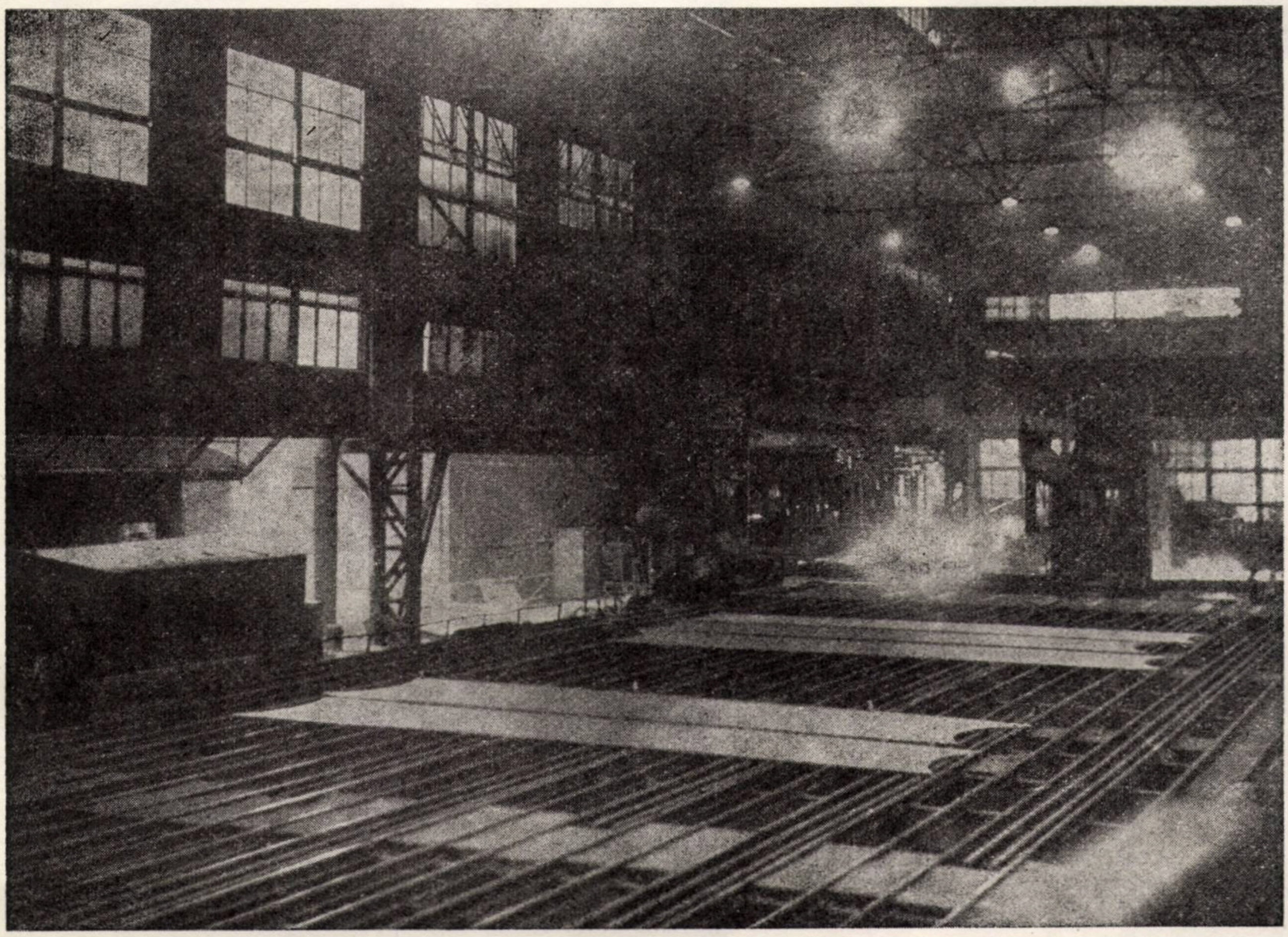
Finsidergruppe

PUBLICOM

CENTRALA DE COMERŢ EXTERIOR

centrozap

Katowice — Ligonia 7 Polonia
Căsuţa poştală: 825
Telefon: 513—401
Telex: 31—416
Adresa telegrafică: CENTROZAP Katcwice



Exportă în exclusivitate:

Instalaţii de laminare:

- laminoare bluming
- laminoare mari şi mijlocii pentru şine, profile, bare, sîrmă şi tablă
- instalaţii separate de ajustaj (foarfece de retezat la rece şi la cald etc.)
- maşini de îndreptat pentru tablă, profile etc.
- transportoare cu role
- reductoare pentru uzine siderurgice

Publicom

CSH

laminate din oțel

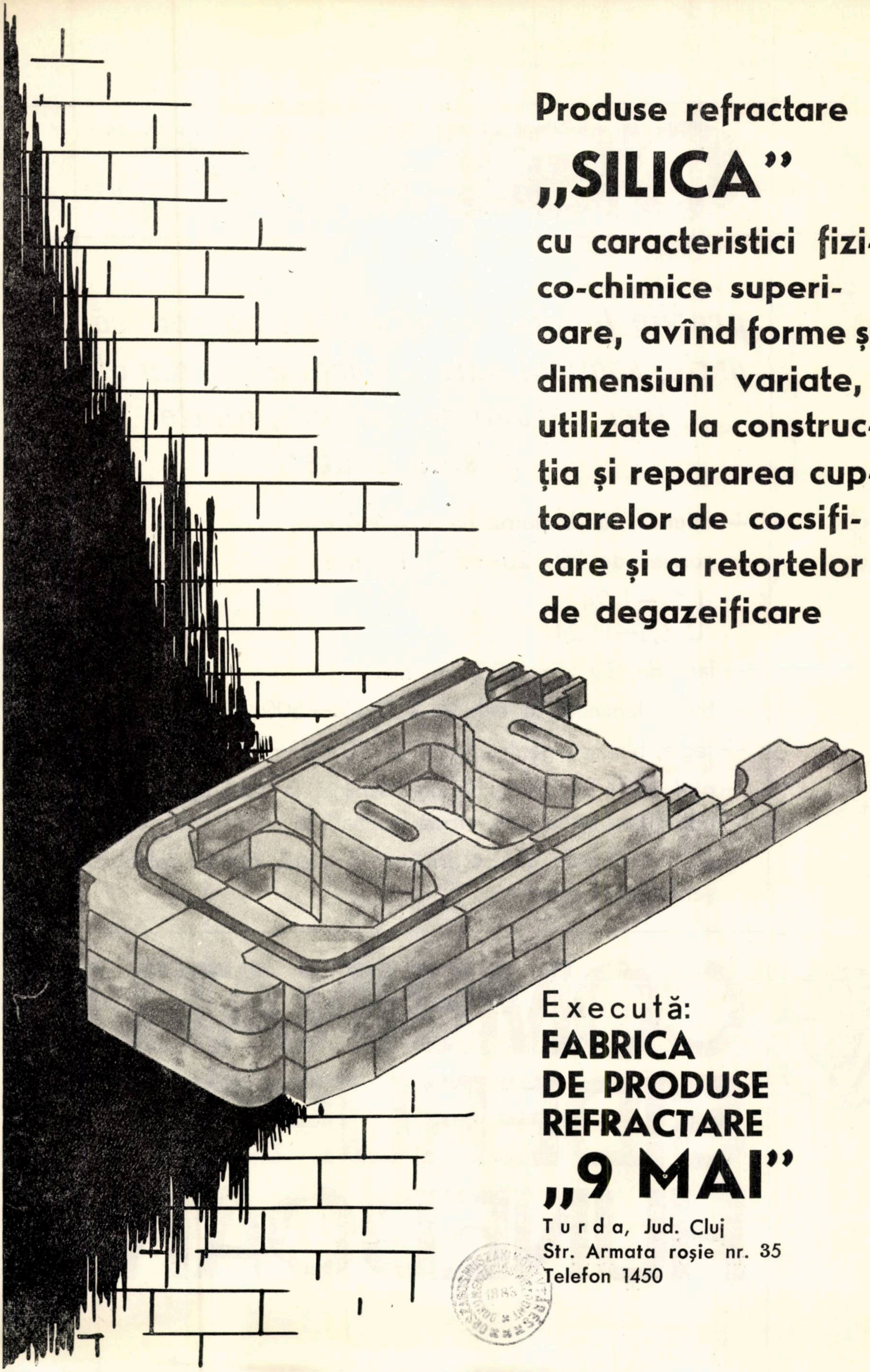
CSH

Str. Dr. Petru Groza
nr. 8 Hunedoara
Telex: 032411
Telef. 1075—1077—1450—
2533—2934

profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate:

- rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- cornier de 20 × 20—150 × 150 mm
  I 18—I 24
  U 6,5—U 24
- late de 20 × 5—200 × 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 × 2—500 × 5 mm
- ţagle, blumuri pentru forje, de 70 × 70—400 × 400 mm
- oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA



Produse refractare

„SILICA"

cu caracteristici fizico-chimice superioare, avînd forme și dimensiuni variate, utilizate la construcția și repararea cuptoarelor de cocsificare și a retortelor de degazeificare

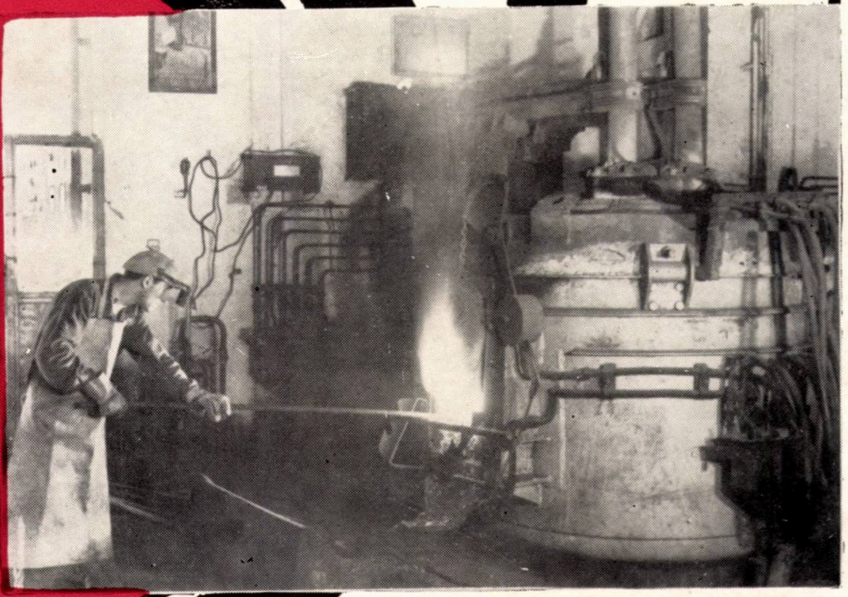
Execută:

FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE „9 MAI"

Turda, Jud. Cluj
Str. Armata roșie nr. 35
Telefon 1450

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1983

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

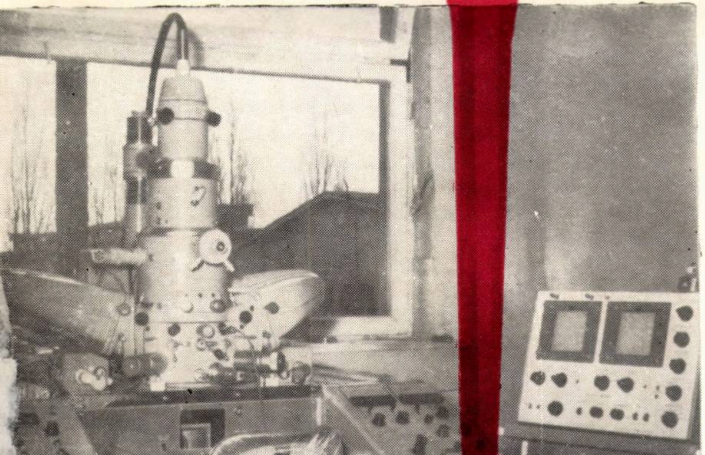


dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile: fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:
— lucrări de metalografie optică şi electronică;
— cercetări cu ajutorul microsondei electronice;
— lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri;
— forjări şi laminări de diferite produse;
— încercări fizico-mecanice;
— analize chimice;
— diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).

Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice etc.



ICEM

BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 177478 — Telex. 011.369

COMBINATUL
SIDERURGIC
„Gheorghe Gheorghiu-Dej"
GALAȚI

●

COMBINATUL SIDERURGIC
„GHEORGHE GHEORGHIU-DEJ"
GALAȚI
Combin Galați
Telefon: 18300
Telex: 015253—015257

1970 III

produce:

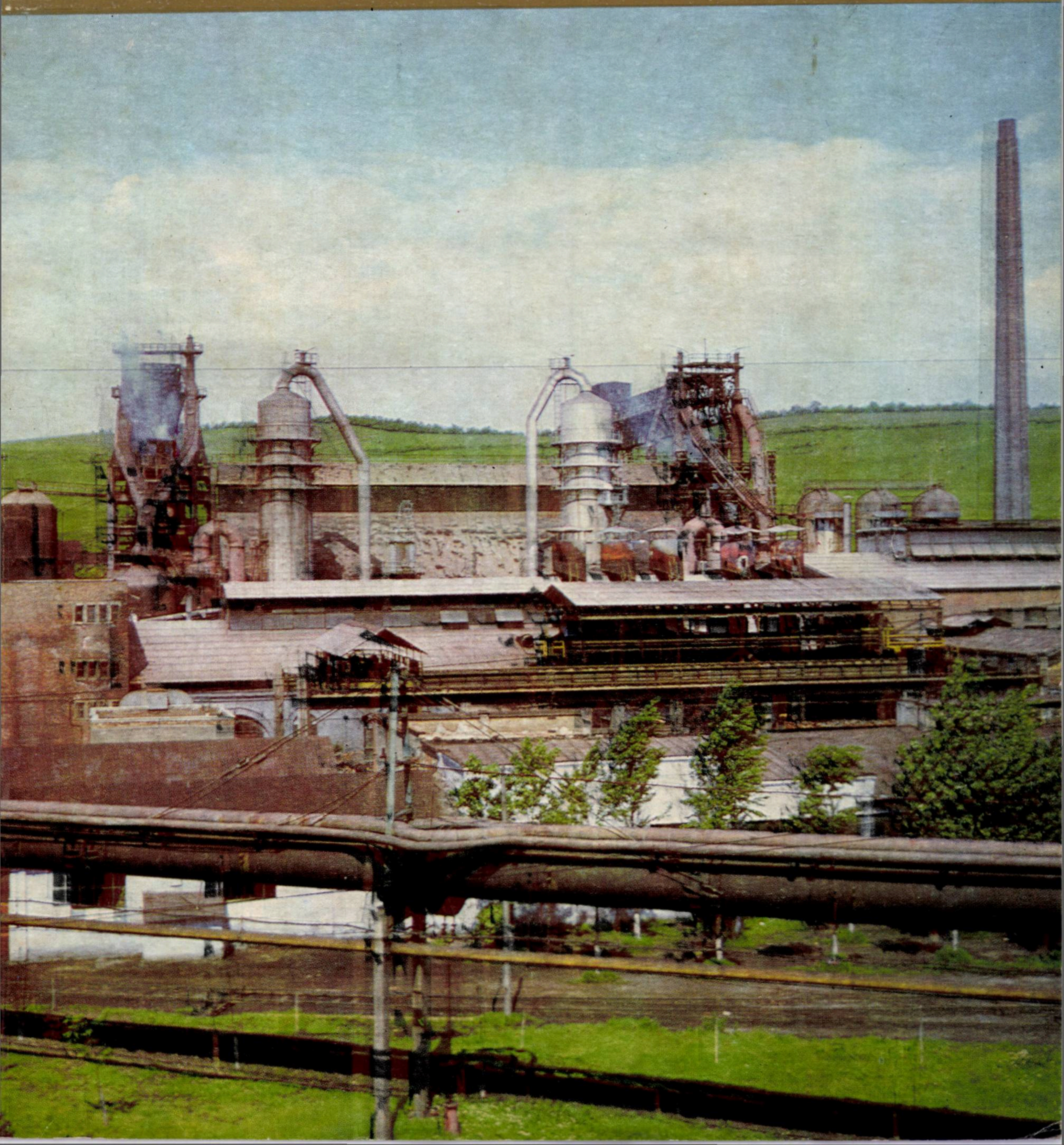
- **TABLĂ GROASĂ**
  de 4 — 150 mm grosime
  800 — 3 000 mm lățime
  15 m lungime (excepțional 30 m),
  din oțeluri calmate și necalmate și oțeluri slab aliate, folosită în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, construcții de cazane etc.
- **SLEBURI**
- **LINGOURI PLATE**
- **FONTĂ DE AFINARE ÎN CALUPURI**
- **LINGOTIERE PLATE**
- **ZGURĂ GRANULATĂ**
- **OXIGEN ÎN TUBURI**

E 3280

METALURGIA

BUCUREȘTI • ANUL XXII • Nr. 7 • IULIE 1970

04



COMBINATUL
SIDERURGIC
„Gheorghe Gheorghiu-Dej"
GALAȚI

produce:

- **TABLĂ GROASĂ**
  - de 4 — 150 mm grosime
    800—3 000 mm lățime
    15 m lungime (excepțional 30 m)
  - din oțeluri calmate și necalmate și oțeluri slab aliate
  - folosită în construcții mecanice, construcții metalice, construcții navale, construcții de cazane etc.
- **SLEBURI**
- **LINGOURI PLATE**
- **FONTĂ DE AFINARE ÎN CALUPURI**
- **LINGOTIERE PLATE**
- **ZGURĂ GRANULATĂ**
- **OXIGEN ÎN TUBURI**

COMBINATUL SIDERURGIC
„GHEORGHE GHEORGHIU-DEJ"
GALAȚI
Combin Galați
Telefon: 18300
Telex: 015253—015257

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT * 1883 *

METALURGIA

Anul 22 nr. 7 iulie 1970

CUPRINS

Centenarul uzinei „Victoria—Călan" 405

Studii și cercetări

Falk E., Barbu I., Hirsch Rașela și *Urseanu A.*: **Considerații în legătură cu permeabilitatea coloanei de încărcătură a furnalelor de la C. S. Reșița** 407

Bender A.: **Cercetări asupra arderii manganului la dezoxidarea oțelurilor calmate elaborate în cuptoare Martin** 412

Popescu N., Dimitrescu Ioana și *Dumitrescu C.*: **Cercetări experimentale privind tratamentele termice de îmbunătățire a prelucrabilității prin așchiere a oțelurilor 21 MoMC 12 și 19 CN 35** 417

Nanu A., Sporea I., Gheorghiu Șt. și *Breștin A.*: **Proprietățile mecanice ale amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu, întărite cu gaze arse** 423

Realizări tehnice

Cosneanu C., Firescu V., Schönberger Fr. și *Iacob I.*: **Instalații industriale cu grătar pentru uscarea și răcirea nisipurilor în strat fluidizat** 431

Actualități și discuții

Cândea Muntean V.: **Optimizarea numărului de cuptoare dintr-o baterie de cocsificare** 435

Bliuc M. și *Olaru I.*: **Considerații asupra posibilităților de creștere a coeficientului de utilizare a metalului în producția țevilor de oțel pentru instalații** 440

Lucrări de sinteză

Popescu Gh. M.: **Metode pentru determinarea presiunii specifice medii la laminarea la rece** 445

Marinescu-Firică M.: **Oțeluri pentru matrițe de forjare și tendințele actuale de utilizare a noi sortimente** 454

Oprea Sanda: **Considerații privind materialele refractare utilizate la convertizoarele de cupru** . . . 460

Recenzii 439, 444, 464

COMITETUL DE REDACŢIE

N. Craft, Tr. Dumitrescu, Suzana Gîdea, V. Holban, A. Ieremia, I. Ilca, G. Miheţ, I. Moldovan, N. Murguleţ, Fl. Oprea, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, I. Prisecaru, Maria Roşianu, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ştefănescu, O. Takacs, I. Tripşa, Silvia Vacu, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Şef rubrică: Georgeta Comşa

Coperta: uzina „Victoria" — Călan

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. — M.I.M. Abonamentele se primesc la administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sector 1. M. I. M. — Centrul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu nr. 23—25, Buc.

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5408

42 406

INHALT

DK 669.162.262.4.

Falk E., Barbu I., Hirsch Raşela and *Urseanu A.*: **Berücksichtigungen über die Permeabilität der Beschickungssäule bei den Hochöfen des Hüttenwerkes-Reşiţa.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 7, p. 407–411

DK 669.183.21 :669.046.55 :669.141.243.12 :669.74

Bender A.: **Erforschungen über Manganverbrennung bei Desoxidation von beruhigtem Stahl in Siemens-Martin Öfen.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 7, p. 412–416

DK. 621.9.011 :669.15–194 :621.785

Popescu N., Dimitrescu Ioana und *Dumitrescu C.*: **Experimentalerforschungen über Wärmebehandlungen zwecks Verbesserung der Verarbeitungsfähigkeit der 21 MoMC 12 und 19 CN 35 Stähle.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 417–422

DK 621.742.4 : 661.833.65 : 539.5

Nanu A., Sporea I., Gheorghiu St. und *Breştin A.*: **Mechanische Eigenschaften der Formmischungen mit Natronwasserglas als Bindemittel, durch Rauchgas verhärtet.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 423–430

DK 622.362.3 :621.742.424 :66.096.5

Cosneanu C., Firescu V., Schönberger Fr. und *Iacob I.*: **Industrielle Einrichtungen mit Rost für trocknen und kühlen des Sandes in Wirbelschicht.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 431–434

DK 662.741.3

Cândea Muntean V.: **Optimisierung der Ofenanzahl in einer Koksofenbatterie.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 435–439

DK 669.15–194. :621.774

Bliuc N. und *Olaru I.*: **Berücksichtigungen über Erhöhungsmöglichkeiten für die Metalverbrauch-Zahl in Erzeugung von Stahlröhren für Leitungen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 440–444

DK 621.77.016.3 :669–98

Popescu Gh. M.: **Bestimmungsmethoden für den mittleren spezifischen Druck bei Kaltwalzen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 445–453

DK 669.14.018.25

Marinescu Firică M. **Gesenkstahl und gegenwärtige Entwicklungsrichtungen für Verbrauch von neuen Stahlsorten.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 454–459

DK 666.76 :669.333.3

Oprea Sanda: **Berücksichtigungen über feurfeste Stoffe für Kupferkonverter.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 460–463

CONTENTS

DC 669.162.262.5

Falk E., Barbu I., Hirsch Raşela and *Urseanu A.*: **Considerations regarding permeability of blast furnace charge column in Iron and Steel Plant—Reşiţa.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7 p. 407–411

DC 669.183.21 :669.046.55 :669.141.243.12 :669.74

Bender A.: **Investigations regarding manganese burning during deoxidation of open-hearth killed steel.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 412–416

DC 621.9.011.669.15 – 194 :621.785

Popescu N., Dimitrescu Ioana and *Dumitrescu C.*: **Investigations regarding heat treatments performed in view to improve workability of 21 MoMC 12 and 19 CN 35 steel.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 417–422

DC 621.742.4 : 661.833.65 : 539.5

Nanu A., Sporea I., Gheorghiu St. and *Breştin A.*: **Mechanical properties of moulding mixtures with sodium silicate as a bonding agent, hardened with waste gases.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 423–430

DC 622.362.3 :621.742.424:66.096.5

Cosneanu C., Firescu V., Schönberger Fr. and *Iacob I.*: **Industrial equipment with grate for fluidized-bed drying and cooling of sand.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 431–434

DC 662.741. 3

Cândea Muntean V.: **Optimization of the number of furnaces in a coking battery.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 435–439

DC 669.15–194 : 621.774

Bliuc N. and *Olaru I.*: **Considerations regarding possibilities for increasing metal utilization index in manufacturing steel tubes for pipings.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 440–444

DC 621.77.016.669–98

Popescu Gh. M.: **Methods for mean specific pressure estimation in cold rolling.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 445–453

DC 669.14.018.25

Marinescu Firică M.: **Forging die steel and actual trends regarding utilization of new brands.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 454–459

DC 666.76. :669.333.3

Oprea Sanda: **Considerations regarding refractories used in copper converters.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 460–463

SOMMAIRE

CD 669.162.262.4

Falk E., Barbu I., Hirsch Raşela et *Urseanu A* : **Considérations en rapport avec la perméabilité de la colonne de charge des fourneaux du Combinat sidérurgique de Reşiţa**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 407–411

CD 669.183.21 :669.046 :55 :669.141.243.12 :669 .74

Bender A : **Recherches concernant la combustion du manganèse lors de la désoxydation des aciers calmés, élaborés dans des fours Martin**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 412–416

CD 621.9.011 :669.15–194 :621.785

Popescu N., Dimitrescu Ioana et *Dumitrescu C.* : **Recherches expérimentales concernant les traitements thermiques d'amélioration de l'usinage par rabotage en copeaux des aciers 21 Mo MC 13 et 19 CN 35**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 417–422

CD 621.742.4:661.833.65:539.5

Nanu A., Sporea I., Gheorghiu St. et *Breştin A.* : **Les propriétés mécaniques des sables de moulage à liant silicate de sodium, renforcés à l'aide des gaz d'évacuation.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 423–430

CD 622.362.3 :621.742.424 :66.096.5

Cosneanu C., Firescu V., Schönberger Fr. et *Iacob I.* : **Installations industrielles à grille pour le séchage et le refroidissement des sables en couche fluidisée.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 431–434

CD 662.741.3

Cândea Muntean V. : **L'optimisation du nombre de fours d'une batterie de cokefaction.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 435–439

CD 669.15–194 :621.774

Bliuc M. et *Olaru I.* : **Considérations concernant les possibilités d'accroissement du coefficient d'utilisation du métal dans la production des tubes en acier pour installations.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 440–444

CD 621.77.016.3 :669–98

Popescu Gh. M. : **Méthodes pour déterminer la pression spécifique moyenne lors du laminage à froid.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 445–453

CD. 669.14.018.25

Marinescu Firică M. : **Aciers pour matrices de forgeage et les tendances actuelles d'utilisation des nouveaux assortiments**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 454–459

CD 666.76. :669.333.3

Oprea Sanda: **Considérations concernant les matériaux réfractaires utilisés aux convertisseurs en cuivre.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 460–463

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.262.4

Фалк Е., Барбу И., Хирш Рашела и *Урсяну А.:* **Соображения, касающиеся проницаемости колонны шихты доменных печей металлургического комбината Решицы.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 407–411

ДК 669.183.21 :669.046.55 :669.141.243.12 :669.74

Бендер А.: **Исследования, касающиеся угара марганца при раскислении спокойных сталей, выплавляемых в мартеновских печах.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 412–416

ДК 621.9.011 :669.15–194 :621.785

Попеску Н., Димитреску Иоана и *Думитреску К.:* **Экспериментальные исследования по термообработке для улучшения обрабатываемости резанием сталей марок 20 MoMC 12 и 19 CN 35.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 417–422

ДК 621.742.4 : 661.833.65 : 539.5

Нану А., Споря И., Георгиу Шт. и *Брештин А.:* **Механические свойства формовочных смесей на связующем из жидкого стекла, твердеющих сгоревшими газами**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 423–430

ДК 622.362.3 :621.742.424 :66.096.5

Косняну К., Фиреску Н., Шонбергер Фр. и *Якоб И.:* **Промышленные колосниковые установки для сушки и охлаждения песков в кипящем слое.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 431–434

ДК 662.741.3

Кындя Мунтяну В.: **Оптимизация количества печей в коксовой батарее.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 435–439

ДК 669. 15–194 : 621. 774

Блюк Н. и *Олару И.:* **Соображения, касающиеся возможности увеличения коэффициента использования металла в производстве труб для установок.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 440–444

ДК 621.77.016.3 :669–98

Попеску Г. М.: **Методы определения среднего удельного давления при холодной прокатке.**

Metalurgia 22 1970), nr. 7, p. 445–453

ДК 669.14.018.25

Маринеску Фирикэ М.: **Стали для ковочных штампов и современные стремления в применении новых сортаментов.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 454–459

ДК 666. 76 :669. 333. 3

Опря Санда: **Соображения, касающиеся огнеупорных материалов, применяемых в конвертерах для меди.**

Matalurgia 22 (1970), nr. 7, p. 460–463

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 7
IULIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

Centenarul uzinei „Victoria"—Călan

Uzina „Victoria"—Călan aniversează anul acesta, în luna iulie, 100 de ani de la înfiinţare. În cinstea acestui centenar redacţia revistei „Metalurgia" prezintă un succint istoric al acestei întreprinderi siderurgice, însoţindu-l cu urări de succes adresate întregului colectiv de lucru al uzinei.

Oraşul Călan este situat în inima ţinutului hunedorean, pe malurile rîului Strei, între depresiunea Haţegului şi valea Mureşului.

Extracţia şi prelucrarea fierului în ţinuturile Haţegului şi Hunedoarei sînt activităţi de tradiţie multiseculară.

Uzina metalurgică din Călan a fost construită de Societatea Braşoveană pe Acţiuni pentru Mine şi Metalurgie, care a fuzionat apoi cu Prima Societate Bănăţeană şi Ardeleană de Exploatări Miniere. Societăţile fuzionate au construit calea ferată Simeria-Petroşani şi au exploatat zăcămintele de cărbuni din valea Jiului şi cele de minereuri de fier de la Teliuc.

Iniţial s-a prevăzut construirea a patru furnale şi a unei cocserii care să folosească cărbunii cu granulaţie mică, de la Petroşani.

La 25 mai 1869 s-a început fundaţia primului furnal de la Călan; lucrările de construcţie s-au accelerat după darea în exploatare, în 1870, a căii ferate Petroşani—Simeria.

În 1870 s-au construit primele zece case ale coloniei, clădirea administrativă şi laboratorul, terminîndu-se totodată construcţia şi darea în exploatare a atelierului mecanic, la care acţionarea maşinilor-unelte era asigurată cu ajutorul unei maşini cu abur. Astfel, uzina din Călan şi-a început activitatea de producţie prin atelierul mecanic.

Primul furnal, de 82 m^3*, a fost pus în funcţiune în 1871, iar cel de-al doilea, în 1875. Alimentarea furnalelor se făcea de pe un pod construit din lemn şi cu un ascensor comun.*

Transportul minereului de la Teliuc şi transportul intern în uzină s-a făcut iniţial pe o cale ferată cu tracţiune animală; în 1875 s-a introdus tracţiunea cu abur pe o nouă cale ferată îngustă, reconstruită, cu lungimea totală de 16,5 km.

Turnătoria a fost construită în 1876; ea producea piese mecanice, sobe, saboţi, oale; în 1881 a intrat în funcţiune o secţie de oţel pudlat şi un laminor de oţel cu producţie de 4 000 t/an, secţie ce şi-a încetat însă activitatea după trei ani de funcţionare.

Furnalul nr. 2 a fost reconstruit în 1896 la un volum de 380 m^3*, pentru o producţie de 120—140 t fontă/zi; în anul 1901 a fost reconstruit şi furnalul nr. 1 la un volum de 163 m*^{3}*, dublu decît cel iniţial. Concomitent a fost mărită şi turnătoria, hala de turnare fiind prelungită cu 36 m; în anul 1908 s-a construit o hală pentru piese de maşini grele.*

De menționat că în perioada 1900–1918 la furnalele de la Călan s-a lucrat cu temperaturi ridicate, astfel, în anul 1913 la nici un alt furnal nu se mai obținuse o temperatură medie lunară de 887°C ca la furnalul nr. 1 de la Călan.

Între 1918 și 1934 secția de furnale a uzinei și-a încetat activitatea.

Din 1923 uzina a intrat în patrimoniul Societății Anonime a Uzinelor Metalurgice Titan-Nădrag-Călan care deținea, de asemenea, minele Teliuc, uzina Oțelul roșu, uzina Titan — Galați și uzina Nădrag.

În 1927 efectivul uzinei Călan se ridica la 670 muncitori și 40 salariați tehnico-administrativi.

În 1930 s-au turnat tuburi și, pentru prima dată, elemente de radiatoare, iar în 1933 uzina a început să producă cazane secționale din fontă pentru încălziri centrale, tucerie sanitară și căzi de baie. Începînd din noiembrie 1934 a fost pus în funcțiune furnalul nr. 2, complet reconstruit, cu materiale și personal din țară. Producția acestui furnal era destinată turnătoriilor proprii și oțelăriilor uzinei de la Oțelul roșu.

Efectivul uzinei se ridica în 1938 la 1 117 salariați. Cu toate că uzina nu a suferit distrugeri în timpul celui de-al doilea război mondial furnalul a trebuit să-și înceteze temporar activitatea timp de circa o jumătate de an, în 1945, din cauza epuizării stocului de combustibil.

O dată cu naționalizarea uzinei, în 1948, a început dezvoltarea ei pe baze tehnice, moderne, încadrate în dezvoltarea planificată a economiei naționale.

Proiectele de sistematizare și reconstrucție a uzinei au fost elaborate de IPROMET, noile procedee tehnologice fiind puse la punct prin contribuția institutelor românești de cercetare.

După 80 de ani de la darea în funcțiune a primului furnal de la Călan, la 12 iulie 1952, este dat în exploatare noul furnal nr. 2 cu un volum util de 250 m³, prima secție de furnale complet proiectată și construită cu forțele din țara noastră.

În 1955 intră în funcțiune Fabrica de semicocs de la Călan, echipată la început cu cuptoare Abderhalden, cuptoare înlocuite începînd din 1957 cu cuptoare Carbofluid, prima instalație industrială din lume care produce semicocs în pat fluidizat, instalație de concepție și construcție integral românească.

Capacitatea secției de furnale a crescut, în anul 1959, prin reconstrucția furnalului nr. 1 la un volum util de 250 m³ și prin instalarea, în 1960, a mașinii de turnat fontă pe bandă.

Perioada 1960–1965 este caracterizată prin creșterea producției furnalelor și a indicelui de folosire a volumului util, datorită atît măririi conținutului de fier din încărcătură, cît și introducerii de gaz metan, ca înlocuitor al cocsului.

În 1960 intră în funcțiune la Călan o turnătorie de lingotiere și accesorii, proiectată pentru o producție de 40 000 t/an, capacitate majorată în 1969 cu peste 35%, datorită reorganizării fluxului tehnologic. În aceeași perioadă a fost reconstruită și vechea turnătorie, a cărei secție de topire a fost dotată cu două cubilouri cu aer cald și un cuptor cu flacără; turnătoria produce în prezent elemente de radiatoare, piese de mașini-unelte, piese de schimb pentru siderurgie și cilindri de laminoare.

Pentru realizările deosebite obținute în ultimii ani, colectivului de muncitori, ingineri și tehnicieni ai uzinei „Victoria" i s-au acordat diplome de întreprindere evidențiată pe ramură (1965, 1966, 1968, 1969) și diplome de întreprindere fruntașă pe ramură (1965, 1967).

La aniversarea celor 100 de ani de existență a uzinei siderurgice „Victoria" din Călan redacția revistei „Metalurgia" felicită colectivul de lucru al uzinei, urîndu-i prosperitate și succes în continuarea tradițiilor de muncă pe aceste meleaguri ale străvechiului Strei românesc.

Consideraţii în legătură cu permeabilitatea coloanei de încărcătură a furnalelor de la C. S. Reşiţa

Ing. E. FALK, ing. I. BARBU, chim. RAȘELA HIRSCH și ing. A. URSEANU
Institutul de cercetări metalurgice
Combinatul siderurgic – Reșița

CZ 669.162.262.4

CONSIDÉRATIONS EN RAPPORT AVEC LA PERMÉABILITÉ DE LA COLONNE DE CHARGE DES FOURNEAUX DU COMBINAT SIDÉRURGIQUE DE REȘIȚA

Partant de l'idée que la variation de la résistance réelle du coke mènera, dans les nouvelles conditions, à une perméabilité moindre aux gaz de la colonne dans le fourneau, on a examiné pendant un mois les caractéristiques physiques (la granulation, la résistance) de la charge ainsi que les paramètres hydrauliques.

L'interprétation statistique des données obtenues de cette manière a mis en évidence valoriquement le degré selon lequel la qualité du coke, la proportion et la qualité de l'aggloméré influencent le fonctionnement du fourneau. On a mis en évidence le fait que, dans les conditions du fourneau analysé, la perméabilité est déterminée en premier lieu par les caractéristiques de l'agglomerat. Les variations de la résistance du coke — Micum ou bien IRSID — n'ont pas influencé la perméabilité de la colonne dans le fourneau, ce qui permet de conclure qu'il existe, pour chaque fourneau à part (en rapport avec la capacité et avec le degré de préparation de la charge) une résistance utile du coke, qui, une fois dépassée, a des effets économiques négatifs, surtout lorsque la matière première — les charbons ou le coke — est déficitaire.

CONSIDERATIONS REGARDING PERMEABILITY OF BLAST FURNACE CHARGE COLUMN IN IRON AND STEEL PLANT–REȘIȚA

Starting from the assumption that variations in real resistance of coke will lead, under these new conditions, to a decrease in permeability towards gases of the blast furnace's column, physical characteristics (granulation, resistance) and hydraulic parametra of the charge were surveyed for a month.

Statistical interpretation of obtained data emphasizes numerically the part played by coke quality, by agglomerate amount and quality, in the working of the blast furnace. It was possible to outline, for the blast furnace under investigation, that permeability is influenced in the first place by agglomerate characteristics. Variations in coke resistance — Micum or IRSID — did not influence the permeability of the blast furnace's column. Thus, conclusion was drawn that for each blast furnace (depending upon its capacity and the preparation degree of the charge), there exists an useful resistance, beyond which, especially if raw materials (coal or coke) are scarce, negative economic effects will be registered.

Pentru înţelegerea interdependenţelor care urmează să fie evidenţiate în cadrul lucrării de faţă se consideră compoziţia minereurilor, vitezele de reacţie, formarea zgurelor şi restul proceselor chimice constante. În acest caz funcţionarea furnalului — respectiv productivitatea acestuia — depind exclusiv de desfăşurarea proceselor hidraulice.

Debitul de aer ce poate fi insuflat în furnal depinde de permeabilitatea coloanei de încărcătură. Cercetările efectuate în legătură cu permeabilitatea coloanei au arătat că aceasta depinde de: înălţimea coloanei şi, respectiv, lungimea canalelor în care circulă gazul; diametrul mediu sau echivalent al sferelor şi, respectiv, secţiunea canalelor; raportul dimensiunilor materialelor din încărcătură; raportul diametrului mediu al materialului faţă de diametrul recipientului; rugozitatea suprafeţelor; debitul (viteza) şi viscozitatea gazului.

În cazul furnalelor, problema se complică întrucît materialele nu au dimensiuni egale şi formează un sistem polidispers. Pe de altă parte există în furnal două zone cu caracteristici hidraulice distincte. În partea superioară a furnalului permeabilitatea este determinată de coexistenţa fazei solide cu cea gazoasă ; în zona etalajului — gurilor de vînt — se adaugă influenţa fazei lichide în formare. Între zone nu există o limită de separaţie netă, fapt care complică şi mai mult problema.

În relaţiile matematice, care descriu pierderea de presiune în furnal, se tratează de obicei coloana în întregime, considerîndu-se o secţiune liberă convenţională, care cuprinde şi efectul fazei lichide din interstiţiile dintre bucăţile de material solid. Relaţii de genul :

$$\Delta P = \psi_1 \frac{(1-\varepsilon)^2}{\varepsilon^2} - \frac{h}{d_a^2} \cdot \frac{\eta}{g} \cdot w +$$

$$+ \psi_2 \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^3} \cdot \frac{h}{d_a} \cdot \frac{\gamma}{2g} \cdot w^2$$

descriu fenomenul în ansamblu şi sînt rar aplicate datorită calculului complicat şi al mulţimii de informaţii necesare.

Primul termen din relaţie se referă la pierderile de presiune datorită frecărilor şi a viscozităţii gazului şi reprezintă circa 2% din pierderea totală de presiune. Neglijîndu-l, K. Scheidig [2] a propus următoarea relaţie simplificată pentru calculul pierderii de presiune :

$$\Delta P = P_{\text{conductă inelară}} - P_{\text{gît}} = F \cdot Q_0^2$$

În consecinţă F reprezintă un factor hidraulic care cuprinde toate elementele caracteristice pentru permeabilitatea coloanei din furnal şi se calculează din elementele uşor măsurabile (debit, presiune).

În furnal se încarcă deci un ansamblu granulometric polidispers, rezultat ca urmare a amestecării unor materiale de provenienţă şi cu dimensiuni diferite. Permeabilitatea coloanei nu reprezintă înainte de apariţia fazei lichide o problemă deosebită, efectele dimensiunii bucăţilor, segregaţiei (fig. 1) şi ale influenţei raportului dintre dimensiunea minimă şi maximă a bucăţilor (fig. 2) fiind în general de mult cunoscute.

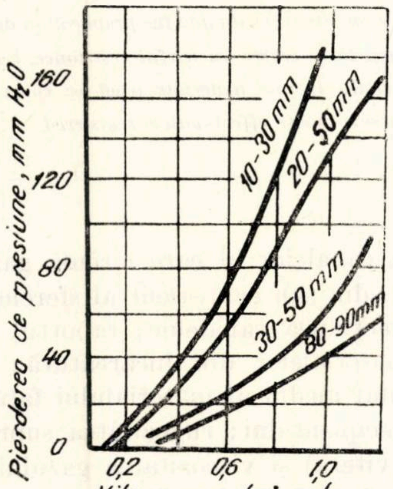


Fig. 1. Influenţa dimensiunilor bucăţilor din încărcătură asupra permeabilităţii coloanei [1].

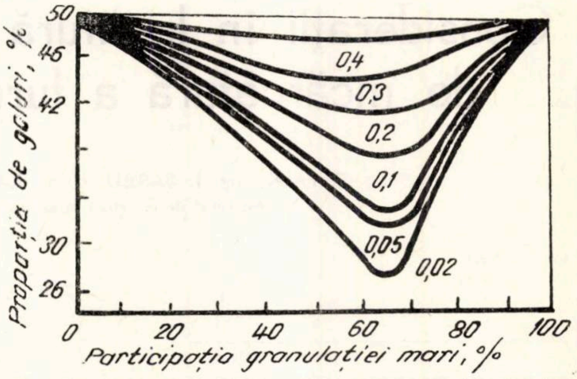


Fig. 2. Influenţa raportului dintre dimensiunile fracţiunilor granulometrice asupra volumului de goluri din coloană [5].

În ultimele decenii s-a schimbat atît compoziţia, cît şi dimensiunea şi raportul dimensiunii materialelor din încărcătură. La aceasta a contribuit includerea în circuitul siderurgic a minereurilor mărunte aglomerate, proporţia de aglomerat în şarja furnalelor fiind în continuă creştere (fig. 3). O dată cu introducerea aglomeratului s-au aplicat şi alte măsuri de tehnică nouă (ridicarea temperaturii aerului, insuflarea de combustibil auxiliar, aglomerat autofondant etc.) care au dus în final la scăderea considerabilă a consumului specific de cocs. Cele de mai sus au avut din punctul de vedere a permeabilităţii coloanei două consecinţe importante :

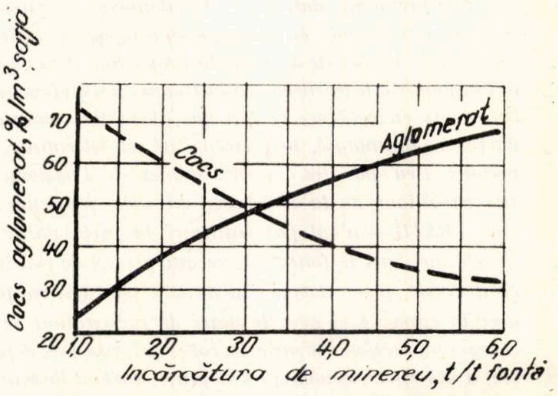


Fig. 3. Modificarea compoziţiei încărcăturii furnalelor [3].

— Reducerea importanţei cocsului, ca agent de afinare a coloanei de la partea superioară a furnalului şi preluarea acestei sarcini de către proporţia sporită de aglomerat (raportul volumetric dintre cocs şi încărcătură a scăzut de la 2,5 la 1,5%).

— Înrăutăţirea permeabilităţii coloanei în care alături de cocs şi calcar cu granulaţie mare se încarcă şi un aglomerat cu granulaţie mult mai mică.

S-a impus astfel reexaminarea unor concepţii în legătură cu problema permeabilităţii, rezultînd necesitatea uniformizării granulaţiei încărcăturii prin eliminarea fracţiunilor mărunte şi prin concasarea fracţiunilor mari.

Tendinţa spre reducerea dimensiunilor încărcăturii este ilustrată, pentru cocs, în tabela 1, în care este dată repartiţia cocsului metalurgic consumat în R.F. a Germaniei pe granulaţii la un interval de 10 ani [5].

Tabela 1

Anul	Granulaţia cocsului de furnal		
	I 80	II 60	III 40
	ponderea, %		
1957/58	40,2	49,9	9,9
1967/68	4,8	10,4	84,3

Reducerea dimensiunilor cocsului devine posibilă datorită ciuruirii atente a aglomeratului, efectuată cu scopul îndepărtării subgranulaţiilor. Cocsul trebuie să fie, în condiţiile unui consum specific scăzut şi a încărcării la granulaţii mai mici, rezistent, orice mărunţire ulterioară ducînd la reducerea permeabilităţii coloanei la nivelul gurilor de vînt. De aici rezultă cerinţele pentru un cocs corespunzător şarjei pregătite din punct de vedere granulometric şi anume : granulaţie uniformă, mai măruntă decît pînă acum (maximum 60 mm) şi rezistenţă ridicată. Încărcarea unui cocs cu granulaţie mare, împreună cu aglomerat neciuruit, nu asigură permeabilitatea optimă a coloanei de la partea superioară a furnalului dar asigură permeabilitatea în zona etalajului. Cocsul mai mărunt şi rezistent, ale cărui bucăţi nu se mai sparg în furnal, contribuie alături de aglomeratul sortat în mod corespunzător la asigurarea permeabilităţii atît în zona superioară a furnalului, cît şi în zona etalajului. Preponderenţa permeabilităţii în cele două zone — s-ar putea spune rece şi caldă — reprezintă o problemă care trebuie încă lămurită de către furnalişti.

★

Sinteza de mai sus a sugerat o cale interesantă pentru stabilirea gradului în care diverşi parametri calitativi ai materiilor prime influenţează funcţionarea furnalului.

Renunţînd la caracterizarea acesteia prin producţia de fontă şi acceptînd ideea enunţată mai sus că, la conţinuturi de fier egale în încărcătură mersul furnalului poate fi caracterizat prin debitul de aer şi pierderea de presiune, respectiv factorul de rezistenţă hidraulică *F*, apare posibilitatea corelării acestuia cu diversele caracteristici ale materiilor prime. Existenţa unei corelaţii arată sensul şi intensitatea legăturii dintre parametrul respectiv şi rezistenţa hidraulică a coloanei, respectiv funcţionarea furnalului.

Această cale a fost aleasă cu scopul evidenţierii unei diferenţe între metodele de determinare a rezistenţei cocsului, plecîndu-se de la ipoteza că modificările de rezistenţă se vor face simţite, în primul rînd, prin modificarea permeabilităţii coloanei, ca urmare a mărunţirii cocsului. Au fost luate apoi în calcul şi datele privind caracteristicile aglomeratului. Pentru urmărire, s-a ales furnalul 1 de la C.S.R., alimentat cu un amestec de cocs din producţie proprie şi import.

Timp de o lună au fost înregistraţi toţi parametrii de funcţionare, determinîndu-se pe schimburi şi la ambele calităţi de cocs rezistenţa Micum şi IRSID. S-au ales cele două metode deoarece la determinarea IRSID se cuprinde în probă practic tot cocsul încărcat în furnal (+ 20 mm), în timp ce din acest punct de vedere proba pentru metoda Micum (cocs + 60 mm ales cu furca) este deficitară [6], [7].

În vederea prelucrării datelor s-au decalat parametrii de la furnal cu 8 h faţă de determinările de rezistenţă. Perechile de valori au fost corelate, obţinîndu-se datele din tabela 2.

Tabela 2

Caracteristica	Volumul de date	Medii	Valorile extreme,		Corelaţia cu factorul de rezistenţă hidraulică *F*
			min.	max.	
Rezistenţa cocsului :					
— Micum					
M_{40}	58	75,28	73,7	77,1	−0,0648
M_{10}	58	7,56	4,3	10,3	+0,0794
— IRSID					
I_{20}	58	79,55	78,0	81,9	−0,0265
I_{10}	58	17,75	12,8	19,9	+0,0612
Proporţia de aglomerat	20	82,77	58,55	92,82	−0,5065
Conţinutul în fracţia 0−5 mm, %	20	22,11	20,00	26,00	+0,3663
Rezistenţa Rubin, %	20	21,53	22,30	20,30	−0,2619

Din analiza statistică efectuată au rezultat următoarele :

— variaţiile rezistenţei Micum şi IRSID nu au influenţat în limitele de la 73 la 77 şi, respectiv, 78 la 82 permeabilitatea coloanei de materiale din furnal. Aceasta înseamnă pe de o parte că, rezistenţa cocsului folosit a fost mai mare decît valoarea de la care funcţionarea furnalului de la C.S.R. este dependentă de calitatea cocsului, iar, pe de altă parte că, în condiţiile specifice respective nu are importanţă metoda prin care se determină rezistenţa cocsului ;

— permeabilitatea la gaze a coloanei furnalului depinde în măsura cea mai mare de proporţia de aglomerat din şarjă. Ea creşte, în condiţiile C.S.R., cu creşterea proporţiei de aglomerat (aceasta indică şi faptul că înlocuitorul aglomeratului are o granulaţie mai dezavantajoasă decît acesta) ;

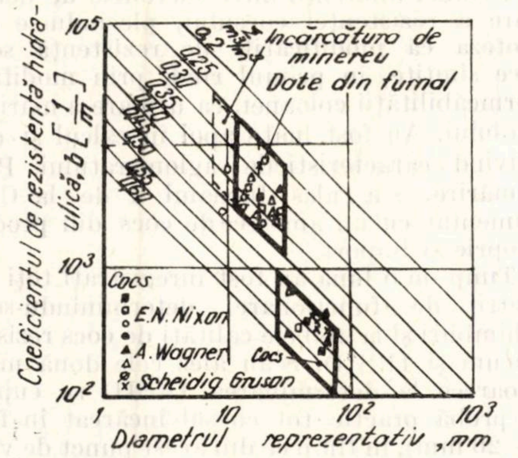


Fig. 4. Permeabilitatea stratului de cocs și aglomerat [4].

— rezistenţa și granulaţia aglomeratului reprezintă, pe lîngă proporţia de aglomerat, factorii care determină cel mai mult permeabilitatea la gaze și, deci, funcţionarea furnalului 1 de la C.S. Reșiţa.

Tabela 3

Furnalele și capacitatea acestora	Locul ultimei ciuruiri	Conţinutul de aglomerat sub 5 mm în skip, %	Controlul supragranulaţiei
C.S.R. 700 m³	Pe traseu Fabrica de aglomerare — furnal	20—26	Grătar cu bare
C.S.H. 700 m³	Fabrica de aglomerare	15—22	Grătar cu bare
C.S.H. 1 000 m³	Fabrica de aglomerare	5—10	Grătar cu bare
C.S.G. 1 700 m³	La skip	2—4	Ciur Schenk

Întrucît cele de mai sus au o importanţă deosebită pentru funcţionarea furnalului s-a căutat explicarea situaţiei de la C.S.R. și detalierea influenţelor în vederea formulării unor concluzii practice.

Comparaţia datelor din tabela 3 indică situaţia deosebit de dezavantajoasă, din punct de vedere al pregătirii aglomeratului de la C.S.R. Dacă se adaugă granulaţia necorespunzătoare proporţiei ridicate de aglomerat folosit, se

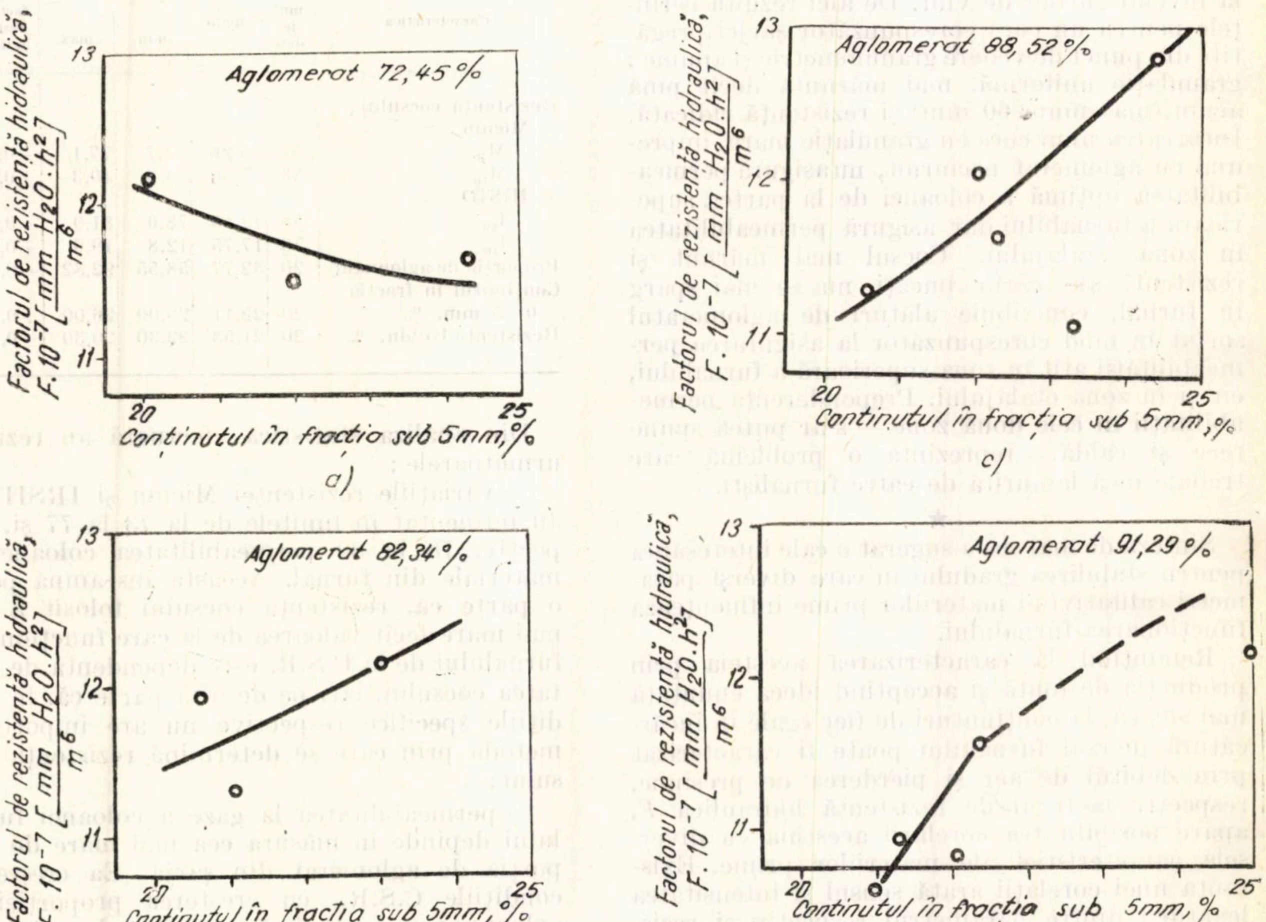


Fig. 5. Dependenţa factorului hidraulic de proporţia și granulaţia aglomeratului din încărcătura furnalului.

obţine o imagine a dificultăţilor legate de circulaţia gazelor, datorită calităţii aglomeratului încărcat în furnale. Datele din literatura de specialitate arată că permeabilitatea unui aglomerat normal ciuruit este cu cîteva ordine de mărime mai mică decît cea a cocsului.

Eliminînd prin gruparea datelor, în funcţie de proporţia de aglomerat, influenţa acesteia, s-au obţinut datele reprezentate în figurile 5 *a*, *b*, *c*, *d*. Ele indică, pe măsura creşterii proporţiei de aglomerat în şarjă, o legătură tot mai strînsă între granulaţia acesteia şi factorul de rezistenţă hidraulică.

Din diagramele din figura 5 rezultă că, prin reducerea conţinutului de mărunt în aglomerat, pînă la nivelul obişnuit (10 — 12%), pentru un aglomerat de calitate se reduce valoarea factorului hidraulic cu aproape 10%. Această scădere a rezistenţei hidraulice ar fi, după autorii acestei metode de caracterizare a permeabilităţii, echivalentă cu o creştere egală (%) a debitului de aer şi, respectiv, o creştere a intensităţii de ardere, a producţiei etc. [2]. Ea poate însemna însă şi reducerea consumurilor energetice, datorită uşurării sarcinii suflantelor.

Calculele efectuate arată deci că, la furnalele C.S. Reşiţa există încă rezerve de capacitate a căror valorificare depinde de pregătirea fizică a încărcăturii de minereu. Ele indică, de asemenea, existenţa unei noţiuni de calitate *limită utilă* a cocsului, noţiune importantă în condiţiile ţării noastre, importatoare de cărbune şi de cocs.

Concluzii

Din cele de mai sus se desprind următoarele concluzii:

Datorită scăderii consumului specific de cocs ponderea volumetrică a acestuia în şarja furnalelor a scăzut în mod corespunzător. Aceasta duce la modificarea noţiunii tradiţionale de calitate a cocsului şi impune reconsiderarea ei pentru fiecare furnal în parte, întrucît calitatea optimă a cocsului — granulaţie şi rezistenţă — depinde de proporţia şi calitatea aglomeratului folosit. Analiza corelaţiei dintre caracteristicile materiilor prime şi permeabilitatea coloanei indică, printre altele, în ce măsură rezistenţa cocsului mai influenţează permeabilitatea coloanei, evitîndu-se astfel cheltuieli inutile impuse prin cerinţele pentru fabricarea şi utilizarea la furnal a unui cocs prea rezistent sau de granulaţie prea mare.

Calculele efectuate au arătat unele rezerve cu privire la posibilitatea de îmbunătăţire a funcţionării şi a indicilor TE de exploatare a furnalelor C.S.R. Ciuruirea aglomeratului înainte de încărcarea în furnal iar apoi pregătirea granulometrică a cocsului vor permite îmbunătăţirea performanţelor de la secţia de furnale a C.S.R.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sîskov K. I. *Teoria comportării cocsului în furnal.* Izd. Akad. Nauk S. S. S. R., 1949.

[2] Scheidig K. şi Gruson G. *Rezistenţa hidraulică a şarjelor din furnal.* Neue Hütte, nr. 7, 1966, p. 385—390.

[3] Cernov H. M. *Despre granulaţia optimă a şarjelor de furnal.* Metallurg, nr. 5, 1967, p. 9—10.

[4] Falk. E., Barbu I. şi Novac C. *Stabilizarea cocsului şi funcţionarea furnalelor.* Studiu de sinteză, O.D.P.T. — M.I.M., 1969.

[5] Falk E., Hirsch Raşela şi Pavel Gh. *Surse de erori în aprecierea calităţii cocsului metalurgic.* Metalurgia nr. 5, 1969, p. 299—303.

◆

Cercetări asupra arderii manganului la dezoxidarea oţelurilor calmate elaborate în cuptoare Martin

Ing. A. BENDER
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.183.21:669.046.55:669.141.243.12:669.74

RECHERCHES CONCERNANT LA COMBUSTION DU MANGANE LORS DE LA DÉSOXYDATION DES ACIERS CALMÉS, ÉLABORÉS DANS DES FOURS MARTIN

Cet ouvrage de recherche analyse quelques facteurs qui influencent la consommation de ferromangane lors de l'élaboration de l'acier calmé dans des fours Martin.

Les expériences ont été effectuées à deux types de fours, ayant la capacité de 125 et de 150 tonnes.

On a déterminé la corrélation entre la teneur en carbone avant la désoxydation, la température du bain d'acier à ce moment, d'une part, et la combustion du ferromangane d'autre part et l'on a établi les lignes de régression.

La combustion du mangane varie aussi par rapport à la quantité d'oxygène du bain et si l'on exécute une pré-désoxydation au ferro-silicium de 45% Si, les variations sont d'environ 20 % plus petites.

Les recherches continuent en vue de la détermination quantitative d'autres facteurs dans les conditions d'exploitation du Combinat sidérurgique de Reşiţa.

INVESTIGATIONS REGARDING MANGANESE BURNING DURING DEOXIDATION OF OPEN-HEARTH KILLED STEEL

The paper analizes some elements influencing manganese consumption in open-hearth killed steel making.

Investigations were performed in two types of furnaces, with a capacity of 125 respectively 150 t.

Correlation between carbon content before deoxidation and steel bath temperature at that moment on one hand, and quantity of burned manganese on the other, was ascertained and regression lines were plotted.

Manganese burning varies also with oxygen quantity in the bath, and in the case of a previous deoxidation with ferrosilicon containing 45% silicon, burning is lower by about 20%.

Investigations continue in view to obtain quantitative estimations regarding also other factors, under conditions existing in Iron and Steel Plant Reşiţa.

În vederea efectuării unei dezoxidări corecte, pentru obţinerea unui oţel cu conţinut scăzut de oxigen şi produse de dezoxidare remanente în oţel în cantităţi mici şi sub forme adecvate, ar fi necesar o cunoaştere cît mai aprofundată a succesiunii reacţiilor de oxidare şi de reducere în baia de oţel.

Dificultăţi inerente apar din cauza luării incorecte a probelor, a neomogenităţii băilor de oţel cu volum mare, în ceea ce priveşte conţinutul de oxigen şi a caracterului întîmplător al reoxidării metalului dezoxidat în cuptor, datorită acţiunii zgurei oxidante. Alţi factori care influenţează sînt: oxidarea oţelului în cursul evacuării pe jgheab în oala de turnare şi la turnare.

Condiţiile unei bune dezoxidări ar fi deci următoarele: o dizolvare rapidă a dezoxidanţilor; viteză mare de reacţie a elementelor dezoxidante cu oxidul de fier; afinitate mare faţă de oxigen a elementelor de dezoxidare; viteză mare de separare a produselor de dezoxidare.

Cercetări experimentale amănunţite în privinţa dezoxidării au fost efectuate cu peste trei decenii în urmă de F. Körber şi W. Öelsen.

Stabilirea factorilor care concură la arderea elementelor dezoxidante, precum şi gradul lor de participare, este dificilă din cauza numărului mare şi a interacţiunii acestora.

În lucrare se prezintă experimentările efectuate la cuptoare Martin de 125 şi 250 t în vederea determinării factorilor care influenţează consumul de feroaliaje.

În cadrul experimentărilor s-au analizat pe diferite grupe de şarje influenţa următorilor factori:

— gradul de oxidare a băii de oţel înainte de evacuare;
— conţinutul de carbon înainte de dezoxidare;
— temperatura băii de oţel;
— predezoxidarea cu Fe-Si cu 45 % siliciu.

Gradul de oxidare a băii de oţel înainte de evacuare

Cunoaşterea gradului de oxidare a băii metalice şi a zgurei este utilă nu numai pentru calculul necesarului de feroaliaje, ci şi în vederea obţinerii unui oţel cu un conţinut scăzut de oxigen.

Determinarea gradului de oxidare s-a efectuat la o serie de 15 şarje de diferite calităţi prin analizarea oxigenului pe probe luate din baia de oţel înainte de dezoxidare. Probele au fost luate din cuptor cu ajutorul lingurii, turnate într-o lingotieră mică de probă şi forjate ulterior la un diametru de 25 mm. Prin strunjire s-au confecţionat apoi epruvete cu

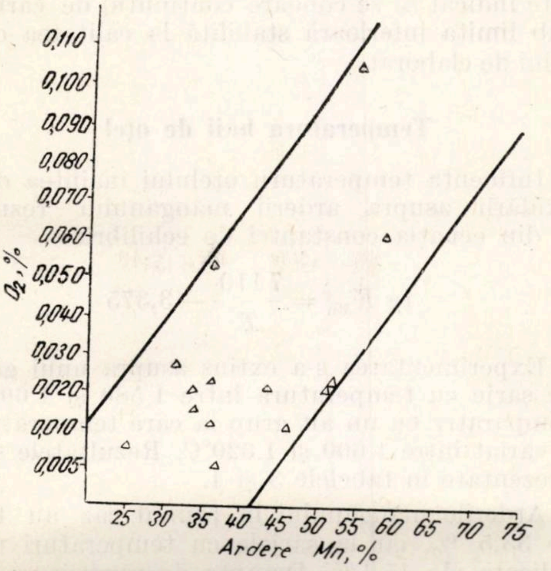


Fig. 1. Arderea manganului în funcţie de conţinutul de oxigen al băii de oţel.

o lungime de 5 — 6 m şi un diametru de 5 mm în vederea determinării oxigenului la un aparat de tip Evelograf Hereaus.

Conţinuturile de oxigen variază în limite foarte mari, de la o valoare minimă, de 0,0067 la 0,37 % C, pînă la 0,106 la 0,05 % C.

Valorile calculate după formula :

$$\% [O] = \frac{0{,}0025}{\% [C]}$$

de H.C. Vacher şi E.H. Hamilton sînt în general mai mici decît acelea rezultate din analiza probelor.

În figura 1 şi tabela 1 este reprezentată arderea manganului, în funcţie de conţinutul de oxigen al băii de oţel înaintea dezoxidării şarjei.

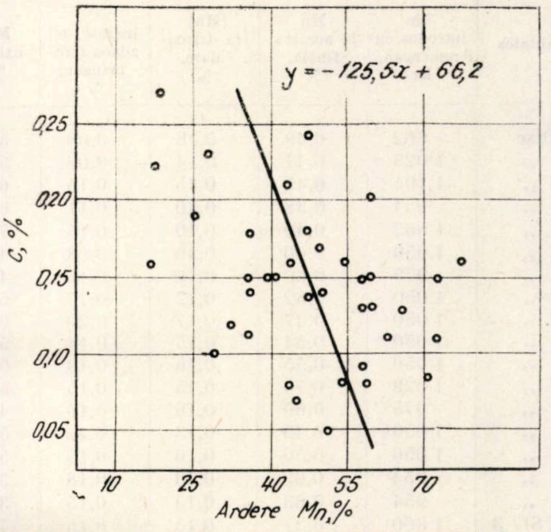


Fig. 2. Influenţa conţinutului de carbon la punctul de oprire asupra arderii manganului.

Valorile din diagramă se încadrează în domeniul cuprins între cele două trepte şi demonstrează că există o proporţionalitate directă între cantitatea de oxigen din baie şi arderea manganului, care variază în limite foarte largi la şarjele analizate între 25 şi 77 %.

Conţinutul de carbon înainte de dezoxidare

Conţinutul de carbon în echilibru cu un anumit conţinut de oxigen poate fi calculat după anumite ecuaţii, stabilite de diferiţi autori, sau determinat prin analiză. Analizînd datele primare a unor şarje experimentale (fig. 2 şi tabela 2), s-a putut stabili prin analiză statis-

Tabela 1

Calitatea	Mn introdus cu feromangan, kg	[Mn] înainte de feromangan, %	Mn din analiza finală, %	Mn oxidat, %	Analiza zgurei din cuptor				Bazicitatea zgurei în cuptor	Conţinutul de [O] la dezoxidare		[C] înainte de dezoxidare %
					SiO_2, %	FeO, %	MnO, %	CaO, %		Analizat	Calculat %[C].%[O]= 0,0025 %	
OLC 15	1 800	0,15	0,37	77	16.43	9,27	3,50	42,76	2,6	0,0175	0,015	0,16
Disc	954	0,13	0,63	36	12,30	13,13	2,37	46,84	3,8	0,0122	0,013	0,18
Şină UIC	3 202	0,18	0,91	43	16,16	11,05	2,62	46,10	2,9	0,0215	0,006	0,38
Şină 3 t	1 350	0,15	0,86	34	13,22	11,23	1,70	49,33	3,7	0,0153	0,004	0,57
M.St. 3	1 875	0,16	0,50	58	15,04	15,11	1,91	41,10	2,7	0,0615	0,027	0,09
M.St. 3	975	0,22	0,54	72	14,82	15,09	3,90	35,80	2,4	0,0248	0,022	0,11
Şină UIC	3 225	0,16	0,94	37	12,78	19,15	1,80	47,85	3,7	0,0067	0,006	0,37
Disc	954	0,15	0,63	36	14,90	10,77	1,83	45,39	3,0	0,0542	0,016	0,15
M.St. 3	1 929	0,14	0,53	66	16,98	10,62	2,49	43,35	2,5	—	0,019	0,13
M.St. 3	975	0,15	0,62	36	12,94	11,82	1,57	41,55	3,2	0,0152	0,022	0,11
Şină UIC	3 134	0,22	1,20	25	21,10	9,62	2,54	45,68	2,2	0,00803	0,005	0,42
17 M 13	4 670	0,13	1,07	55	10,64	13,49	1,98	42,71	4,0	0,1063	0,050	0,05
Şină UIC	3 134	0,15	0,98	52	14,10	14,29	2,30	46,66	3,3	0,0255	0,005	0,52
Şină 3 t	1 350	0,17	0,88	36	17,57	10,02	2,05	46,71	2,6	0,0237	0,005	0,45
Şină 3 t	1 575	0,15	0,83	46	10,38	16,08	1,94	47,90	4,6	0,0108	0,005	0,44
Media		0,16		47	14,62	12,72	2,30	44,65				

Tabela 2

Calitatea	Mn introdus cu feromangan, kg	Mn la analiza finală, %	[Mn] la dezoxidare, %	[C] înainte de adaos feromangan, %	Mn oxidat, %
Disc	862	0,49	0,18	0,08	54
,,	1 029	0,47	0,14	0,08	59
,,	1 104	0,45	0,15	0,15	60
,,	954	0,38	0,10	0,11	63
,,	1 562	0,49	0,10	0,15	73
,,	1 050	0,60	0,10	0,08	44
,,	975	0,60	0,16	0,16	44
,,	1 050	0,52	0,12	0,17	51
,,	1 050	0,47	0,17	0,20	66
,,	1 050	0,54	0,15	0,14	52
,,	1 050	0,55	0,16	0,13	58
,,	1 029	0,70	0,15	0,15	39
,,	975	0,60	0,16	0,15	41
,,	1 050	0,49	0,13	0,16	54
,,	1 050	0,50	0,16	0,15	58
,,	954	0,63	0,13	0,18	36
,,	954	0,63	0,15	0,15	36
M. St. 3	1 800	0,37	0,15	0,16	77
,,	1 875	0,50	0,16	0,09	58
,,	975	0,54	0,22	0,11	72
,,	1 929	0,53	0,14	0,13	66
,,	975	0,62	0,15	0,11	36
,,	4 670	1,07	0,13	0,05	52
Media		0,54	0,145	0,13	54,2

tico-matematică o corelație între carbonul la dezoxidare și arderea manganului la un grup de șarje cu carbon mai mic de 0,30 %.

Carbonul variază de la 0,05 la 0,27 %, iar arderea manganului, de la 17 la 70 %.

Dreapta de regresie $y = -125,5\ x + 66,2$ indică o proporționalitate inversă în sensul că, la conținuturi de carbon în jur de 0,20 %, arderea manganului este de circa 30 %, iar sub 0,10 % carbon, în urma creșterii accentuate a cantității de oxigen din baia de oțel, arderea manganului crește la circa 55 %.

Concluzia practică este evidentă: pentru a evita consumuri exagerate de feroaliaje nu este indicat să se coboare conținutul de carbon sub limita inferioară stabilită la calitatea oțelului de elaborat.

Temperatura băii de oțel

Influența temperaturii oțelului înaintea dezoxidării asupra arderii manganului rezultă și din ecuația constantei de echilibru:

$$\lg K_{\mathrm{Mn}} = \frac{7\,110}{T} - 3,375$$

Experimentarea s-a extins asupra unui grup de șarje cu temperatura între 1 580 și 1 600°C comparativ cu un alt grup la care temperatura a variat între 1 600 și 1 620°C. Rezultatele sînt prezentate în tabelele 3 și 4.

Arderile manganului în primul caz au fost de 33,5 %, iar la șarjele cu temperaturi mai ridicate, de 45,4 %. Dreapta de regresie:

$$y = 0,48\ x - 729,9,$$

reprezentată în figura 3, indică o proporționalitate directă între aceste două variabile.

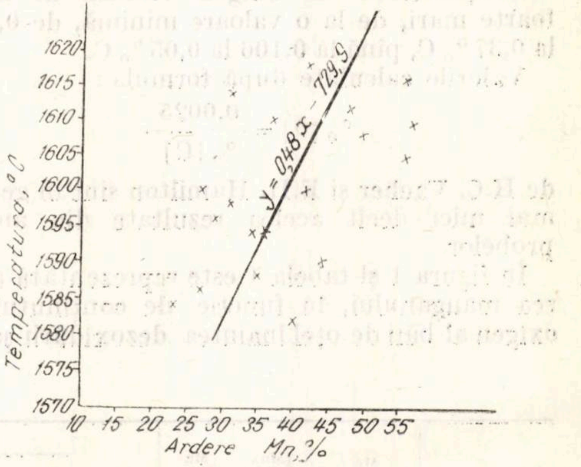


Fig. 3. Corelarea între arderea manganului și temperatură.

Tabela 3

Calitatea	Temperatura de elaborare, °C	Durata afinării, h	Mangan adus de feromangan, kg	[Mn] la topire, %	[Mn] înainte de adaosul de feromangan, %	[Mn] din analiza finală, %	Mn oxidat, %
M. St. 3 Galați	1 594	1,33	1 080	0,16	0,16	0,45	37
Trav. India	1 584	2,28	450	0,16	0,17	0,43	23
Table C38EF	1 594	2,11	4 370	0,14	0,12	1,32	34
17 M 13	1 590	3,02	4 595	0,15	0,14	1,23	44
40 C 10	1 582	2,40	991	0,17	0,14	0,60	40
Band. Vag.	1 596	2,35	1 425	0,16	0,14	0,93	28
17 M 13	1 594	2,32	4 670	0,16	0,12	1,35	36
Band. Vag.	1 588	2,56	1 425	0,14	0,14	0,89	35
40 C 10	1 598	2,41	1 029	0,17	0,14	0,68	31
Band. Vag.	1 586	2,00	1 500	0,16	0,14	0,86	27
Media	1 591	—	—	0,16	0,14		35,5

Tabela 4

Calitatea	Temperatura de elaborare, °C	Durata afinării, h	Mn adus de feromangan, kg	[Mn] la topire, %	[Mn] inainte de adaosul de feromangan, %	Mn din analiza finală, %	Mn oxidat, %
Discuri	1 612	2,38	1 029	0,15	0,11	0,51	48
Şină UIC	1 600	2,24	3 134	0,17	0,15	1,14	42
Table OL 38	1 608	2,50	487	0,14	0,32	0,50	50
Table V. St. 3	1 610	1,55	1 725	0,22	0,22	0,54	57
40 C 10	1 620	3,15	1 029	0,16	0,16	0,76	46
Table V. St. 3	1 605	2,20	2 000	0,16	0,17	0,53	56
Trav. St. 37	1 618	3,50	675	0,17	0,15	0,42	42
Trav. St. 37	1 614	1,35	487	0,22	0,21	0,52	31
Table OL 38	1 600	1,08	487	0,15	0,13	0,40	27
Table V. St. 3	1 616	2,00	1 875	0,17	0,16	0,49	56
Media	1 610	—	—	0,17	0,18		45,5

Predezoxidarea cu Fe-Si de 45% siliciu

Predezoxidînd cu Fe-Si în cantitate corespunzătoare ca baia să conțină 0,10 — 0,17 % Si, conținutul de oxid feros va fi mic, iar pierderile de dezoxidanți adăugați ulterior vor fi mai mici și, ceea ce nu este mai puțin important, vor fi mai constante.

De asemenea produsele de dezoxidare sînt mai fluide, separîndu-se ușor.

Surse de a obține oțel impur sînt mai mari în cazul cînd se adaugă tot feromanganul deodată în cuptor.

Urmărind 23 de șarje consecutive de diferite calități, la cuptorul II media arderii manganului a fost de 35,9 %. La șapte șarje de oțel pentru șine s-a efectuat o predezoxidare cu cîte 2,4 kg ferosiliciu, cu 45 % Si pe tona de oțel, obținîndu-se o ardere a manganului adăugat ulterior de 30,5 %. La alte șapte șarje fără predezoxidare cu aproximativ același conținut de carbon la dezoxidare, arderea a fost în medie de 37,1 %. Durata dezoxidării a fost în ambele cazuri aproape egală, de 13,1 min, în primul caz, și de 13,2 min, în al doilea caz.

În tabela 5 sînt prezentate rezultatele experimentărilor.

Se poate conchide deci că, eliminînd influența conținutului de carbon la punctul de opri-

Tabela 5

Calitatea	[Mn], %		Fe – Si 45 %, kg	Fe-Mn adăugat, kg	Durata dezoxidării, min	Ardere Mn, %
	topire	dezoxidare				
Bandaj	0,14	0,24		1 800	12	48
40 C 10	0,20	0,18		1 350	15	32
Bandaj V.	0,17	0,15		1 800	13	28
Tr. St. 37	0,14	0,16		650	—	34
Bandaj V.	0,15	0,12		1 900	16	29
Tr. St. 37	0,15	0,15		600	—	20
Bandaj V.	0,18	0,18		1 900	13	25
40 C 10	0,14	0.13		1 400	14	46
Şină	0,18	0,18	300	1 600	8	13
Şină	0,16	0,16	300	1 600	15	34
Bandaj V. OLC 60	0,20	0,17		1 600	15	48
Şină	0,48	0,20	300	1 600	20	33
M. St. 3 Gol.	0,16	0,16		1 200	22	65
Şină	0,18	0,17	300	1 600	10	31
Trav.	0,16	0,19		650	—	34
Band. V	0,15	0,15		1 900	9	37
Şină	0,20	0,19	300	1 600	13	37
Disc	0,20	0,20		1 300	5	51
Şină	0,18	0,18	300	1 600	14	22
Band.	0,16	0,19		1 800	15	45
Şină	0,14	0,15	300	1 600	12	24
Disc	0,20	0,16		1 300	13	55
40 C 10 X	0,20	0,15		1 350	21	36
						35,9

Şarje fără Fe-Si 45%

	Durata dezoxidării, min	Ardere, %
1	12	48
3	13	28
5	16	29
7	13	25
11	15	48
16	9	37
20	15	45
Media	13,2	37,1

Şarje cu Fe-Si 45%

	Durata dezoxidării, min	Ardere, %
9	8	13
10	15	34
12	20	33
14	10	31
17	13	37
19	14	22
21	22	24
Media	13,1	30,5

re, durata dezoxidării şi specificul cuptorului, arderea manganului în cazul predezoxidării cu Fe-Si 45% este mai mică cu circa 20%. Desigur, problema dezoxidării nu poate fi epuizată în cîteva rînduri. Publicaţiile apărute acoperă un domeniu foarte vast, iar rezultatele cercetărilor nu sînt totdeauna concludente.

Experimentările în curs vizează şi alţi factori de influenţă cum sînt: durata dezoxidării şi a evacuării, caracteristicile zgurei, bazicitatea, compoziţia chimică etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schenk H. *Einführung in die physikalische Chemie der Eisenhüttenprozesse.* Berlin, 1934.

[2] Duflot J. *Réflexions sur la désoxidation de l'acier.* Fonderie, nr. 250, decembrie, 1966.

[3] Ende H. *Giessen und Erstarren von Stahl.* Verein Deutscher Eisenhüttenleute. Düsseldorf, 1967.

[4] Plöckinger E. *Die Physikalische Chemie der Eisen und Stahlerzeugung.* Düsseldorf, 1964.

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M. I. M.

CZ : 621.791
Vallini A.
LA SOLDATURA E I SUOI PROBLEMI. VOL. 2. CONTROLLO, METALLURGIA E RESISTENZA DEI GIUNTI SOLDATI
(Sudarea şi problemele ei. Vol 2. Controlul, metalurgia şi rezistenţa îmbinărilor sudate)
Udine, Italia, Ed. Del Bianco, ed. a II-a, 1967, 228 p.
Bibl. ICEM

CZ : 621.745.2 : 621.928
Engels Gerhard şi *Weber Ekkehard*
KUPOLOFENENTSTAUBUNG
(Desprăfuirea cubilourilor)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1967, 168 p.
Bibl. IPROMET, M.I.M. – 3147

CZ : 669.141 – 25 : 669.17
GIESSEN UND ERSTARREN VON STAHL
(Turnarea şi solidificarea oţelului)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1967, 141 p.
Bibl. C.S.R., ICEM, C.S.H., O.R

CZ : 669.017 : 669.018
METALLPHYSIK
(Fizica metalelor)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1967, 542 p.
Bibl. C.S.H., M.I.M. – 3121

CZ : 621.74 : 628.52
Schmidt K.
STAUBBEKÄMPFUNG IN DER GIESSEREI-INDUSTRIE
(Combaterea prafului în turnătorii)
Düsseldorf, Ed. V.D.I., 1967, 423 p., ed. a 2-a.
Bibl. IPROMET

CZ : 669.141 – 25
Roesch K. şi *Zimmermann K.*
STAHLGUSS
(Turnarea oţelului)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1966, 358 p.
Bibl. M.I.M. – 3133

CZ : 669.131.8
Schneider P., Döpp F. ş.a.
TEMPERGUSS
(Fontă maleabilă)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1966, 436 p.
Bibl. M.I.M. – 3153

CZ : 669.715 : 669.017.13
Hanemann H. şi *Schrader A.*
TERNÄRE LEGIERUNGEN DES ALUMINIUMS
(Aliajele ternare ale aluminiului)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1952, 503 p.
Bibl. M.I.M. – 3139

CZ : 621.74.62 – 52
Rieqe Werner
MATERIALFLUSS IN GIESSEREIEN
(Fluxul materialelor în turnătorii)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1961, 196 p.
Bibl. M.I.M. – 3156

CZ : 621.74.019
Knipp E.
FEHLERERSCHEINUNG AN GUSSSTÜCKEN
(Apariţia defectelor la piesele turnate)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1961, 301 p.
Bibl. M.I.M. – 3154

CZ : 669.13 : 621.745.2
LEITFADEN FÜR DEN KUPOLOFENBETRIEB
(Linii directoare pentru modul de lucru la cubilouri)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1960, 63 p.
Bibl. M.I.M. – 3149

CZ : 669.715 : 669.017.13
Hanemann H. şi *Schrader A.*
TERNÄRE LEGIERUNGEN DES ALUMINIUMS
(Aliajele ternare ale aluminiului)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1952, 503 p.
Bibl. M.I.M. – 3139

CZ : 621.744.072
Fischer F.
DER MODELLBAU
(Modelarea)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1952, 111 p.
Bibl. M.I.M. – 3152

CZ : 662.741.3 : 62 – 52
Comission Économique pour l'Europe
MÉCANISATION ET AUTOMATISATION DANS LES COKERIES
(Mecanizarea şi automatizarea în cocserii)
Office des Nations Unies, Geneva, Elveţia, 1967
Bibl. IPROMET

CZ : 662.741.3 : 669.1
CONGRÉS INTERNATIONAL „LE COKE EN SIDÉRURGIE". CHARLEROI 19–22 SEPTEMBRE 1966
(Congresul internaţional „Cocsul în siderurgie". Charleroi 19–22 septembrie 1966).
Centre National de Recherches Métallurgiques (C.N.R.M.), Liège, Belgia, 1967
Bibl. M.I.M. – 3157

CZ : 669.13 : 669.162.267.6
ENTSCHWEFELUNG VON ROHEISEN
(Desulfurarea fontei)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1968, 92 p
Bibl. M.I.M. – 3146

CZ : 662.69
UMSTELLUNG AUF ERDGAS
(Trecerea pe gaz metan)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1964, 32 p.
Bibl. C.S.H

CZ : 669.162.275.2
Keil Fritz
HOCHOFENSCHLACKE
(Zgura de furnal)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1963, 392 p., ed. a 2-a.
Bibl. M.I.M. – 3117

CZ : 669.162.2 : 331.86
Tallmann H.
WAS DER HOCHOFNER VON SEINER ARBEIT WISSEN MUSS
(Ce trebuie să ştie furnalistul despre activitatea sa)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1960, 205 p.
Bibl. C.S.R.

CZ : 669.162
Durrer R.
VERHÜTTEN VON EISENERZEN
(Extragerea metalului din minereu de fier)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1954, 159 p., ed. a 2-a
Bibl. M.I.M. – 3116

Cercetări experimentale privind tratamentele termice de îmbunătăţire a prelucrabilităţii prin aşchiere a oţelurilor 21 MoMC 12 şi 19 CN 35 cementate*

Conf. dr. ing. **N. POPESCU**, ing. **IOANA DIMITRESCU** şi ing. **C. DUMITRESCU**
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 621.9.011:669.15–194:621.785

RECHERCHES EXPÉRIMENTALES CONCERNANT LES TRAITEMENTS THERMIQUES D'AMÉLIORATION DE L'USINAGE PAR RABOTAGE EN COPEAUX DES ACIERS 21 MoMC 13 ET 19 CN 35

Dans cet ouvrage on présente les résultats et les conclusions des recherches expérimentales concernant les traitements thermiques d'amélioration de l'usinage par rabotage en copeaux des aciers 21 MoMC 12 et 19 CN 35 cémentés au carbone.

Après le traitement de cémentation au carbone, une série de pièces doivent être soumises à certaines opérations d'usinage par rabotage en copeaux sur certaines surfaces qui ne peuvent pas être protégées, l'usure des outils étant au maximum et la productivité réduite lorsque dans la structure il existe de la cémentite sous forme de réseau ou de la perlite grossière.

On a établi les régimes de traitements thermiques qui doivent ètre appliqués aux aciers mentionnés afin d'obtenir des résultats optima.

INVESTIGATIONS REGARDING HEAT TREATMENTS PERFORMED IN VIEW TO IMPROVE WORKABILITY OF 21 MoMC 12 AND 19 CN 35 STEEL

The paper presents results and conclusions of experimental investigations regarding heat treatments performed in view to improve tooling workability of case hardened 21 MoMC 12 and 19 CN 35 steel.

After case hardening, a series of pieces have to be processed by cutting on surfaces which can not be protected, tool wear being very great and output low if the texture contains cementite network or coarse pearlite.

Conditions for heat treatments were established, which have to be applied to the above-mentioned steels in view to obtain optimal results.

În tehnologia construcţiei de maşini apare deseori necesitatea efectuării unor prelucrări mecanice prin aşchiere (strunjiri, găuriri) la piese care în prealabil au fost supuse operaţiei de cementare cu carbon. Astfel de prelucrări se execută pe suprafeţele care nu trebuie să rămînă cementate şi călite şi care nu au fost protejate în mod special împotriva cementării.

Prelucrarea unor asemenea suprafeţe cementate este dificilă deoarece stratul cementat are — de cele mai multe ori — structuri depărtate de echilibru, cu durităţi ridicate, îndeosebi la oţelurile aliate, răcite în aer sau în gropi de răcire. Chiar dacă acest strat este relativ subţire (0,6 — 0,8 mm) sculele aşchietoare se uzează rapid, iar productivitatea operaţiilor de prelucrare este mult redusă, mai ales în situaţiile în care cementarea se execută la conţinut de carbon hipereutectoid (1,0 — 1,2 % C).

Îmbunătăţirea prelucrării prin aşchiere a oţelurilor cementate este posibilă numai prin aplicarea unor tratamente termice, capabile să ducă la structuri cu durităţi scăzute, uşor aşchiabile. Alegerea regimului optim de tratament termic este determinată de structura stratului cementat care depinde — la rîndul său — de compoziţia oţelului, de modul în care se face cementarea şi de modul de răcire aplicat după cementare.

La oţelurile carbon de cementare, stratul cementat poate avea structură perlito-cementitică (dacă cementarea s-a efectuat la conţinut hipereutectoid şi răcirea, după cementare în cuptor), perlitică normală (la conţinut de carbon eutectoid şi răcire cu cuptorul sau în aer) sau pseudoperlitică (la conţinut de carbon hipoeutectoid şi răcire în aer). Asemenea structuri cementate au durităţi cuprinse în limitele 220 — 300 HB, în funcţie de conţinutul în carbon, fineţea perlitei şi prezenţa reţelei de cementită; straturile cementate cu duritatea către limita superioară se aşchiază relativ greu şi cu consum mare de scule aşchietoare din cauza acţiunii abrazive a lamelelor şi în special a reţelei de cementită.

Pentru a le îmbunătăţi prelucrabilitatea prin aşchiere, singura cale posibilă o reprezintă globulizarea cementitei. Pentru aceasta se poate recurge la modalităţile de recoacere de globulizare aplicate oţelurilor carbon de scule cu compoziţii chimice şi structuri de laminare sau forjare similare cu ale straturilor cementate respective (OSC 9, OSC 10, OSC 11, OSC 12), aplicîndu-le unul din următoarele tratamente termice: recoacere incompletă, recoacere izotermă cu austenitizare incompletă sau recoacere de pendulare. În cazul straturilor hipereutectoide, cu reţea de cementită, tratamentul se complică prin necesitatea aplicării unei normalizări anterioare pentru dizolvarea acestei reţele.

---

* Lucrare comunicată la sesiunea de comunicări ştiinţifice din mai 1969 a Institutului politehnic–Bucureşti.

La oţelurile slab aliate (15 CO 8 ; 20 CO 8 ; 18 MC 10 ; 21 TMC 12 ; 28 TMC 12 ; 15 MoMC 12; 21 Mo MC 12), ca urmare a călibilităţii mai ridicate, straturile cementate pot avea structuri mai diverse, în funcţie de vitezele de răcire aplicate după cementare. Astfel, la răciri lente (cu cuptorul) straturile cementate au structuri apropiate de echilibru (perlitice, perlito-cementitice, pseudoperlitice), cu durităţi de ordinul 250 — 350 HB, asemănătoare celor obţinute în cazul oţelurilor carbon şi la care vor fi posibile aceleaşi tratamente termice. În schimb, răcirile mai rapide (în aer, în gropi de răcire), pot duce la structuri mai puţin sau mai mult depărtate de echilibru (bainitice, bainito-martensitice sau chiar martensitice, în funcţie de călibilitatea oţelului şi secţiunea pieselor), cu durităţi mult mai ridicate (350 — 500 HB) şi practic neaşchiabile. În acest caz, tratamentele termice de înmuiere trebuie să fie asemănătoare cu cele aplicate oţelurilor de scule slab aliate, cu compoziţii chimice apropiate (de ex. C 15, MCW 14), respectiv : revenire înaltă (recoacere subcritică), recoacere incompletă, recoacere izotermă, care urmăresc de asemenea obţinerea unor structuri cu caracter globular, uşor aşchiabile.

La oţelurile aliate cu nichel (15 CN 15 ; 13 CN 17 ; 13 CN 30 ; 13 CN 35 ; 19 CN 35 şi 18 MoCN 06 ; 18 MoCN 13 ; 16 MoCNW 10) structurile cementate au numai structuri depărtate de echilibru, ceea ce impune — de la început — necesitatea aplicării unor tratamente de globulizare pe cale de revenire înaltă sau recoaceri incomplete sau izoterme.

În literatura de specialitate nu se tratează în mod special şi explicit problema tratamentelor termice aplicabile pieselor cementate în vederea îmbunătăţirii prelucrării prin aşchiere, deşi aceasta creează multe dificultăţi practicienilor din domeniul tratamentelor termice în construcţia de maşini. De asemenea, în STAS 791 — 66 nu se acordă atenţia cuvenită acestei probleme, menţionîndu-se tratamentul termic de înmuiere numai pentru starea necementată ; singura indicaţie în acest sens o constituie recomandarea unei recoaceri intermediare, fără a se preciza şi alte posibilităţi de tratament termic de înmuiere în vederea uşurării prelucrării prin aşchiere.

S-a urmărit să se stabilească pe cale experimentală tratamentele termice posibile de aplicat oţelurilor slab aliate, cementate în vederea îmbunătăţirii prelucrabilităţii prin aşchiere.

Materialele şi metodica de cercetare. Cercetările experimentale s-au efectuat asupra a două oţeluri de cementare aliate, respectiv 21 MoMC 12 şi 19 CN 35, cu compoziţiile chimice arătate în tabela 1.

Tabela 1

Marca oţelului	Compoziţia chimică, %							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
21 MoMC 12	0,22	0,23	1,11	0,014	0,008	1,23	0,20	—
19 CN 35	0,18	0,22	0,52	0,017	0,008	1,40	—	3,42

Din fiecare oţel au fost executate probe cu dimensiunile Ø 10 × 30 mm, care au fost cementate în gaz natural timp de 4 h la temperatura de 880°C. Răcirea după cementare s-a făcut în două moduri diferite : o serie de probe au fost răcite cu cuptorul, iar altă serie, prin scoaterea cutiei de cementare în aer liniştit. Adîncimea de cementare a variat în limitele 0,7 — —0,8 mm, la oţelul 21 MoMC 12, şi 1,0 — 1,2mm, la oţelul 19 CN 35.

Ulterior probele cementate au fost supuse următoarelor tipuri de tratamente termice : revenire înaltă (recoacere subcritică), recoacere incompletă, recoacere cu pendulare în jurul punctului A_1 şi recoacere izotermă cu austenitizare completă şi incompletă variind parametrii tehnologici (temperaturi şi durate de menţinere).

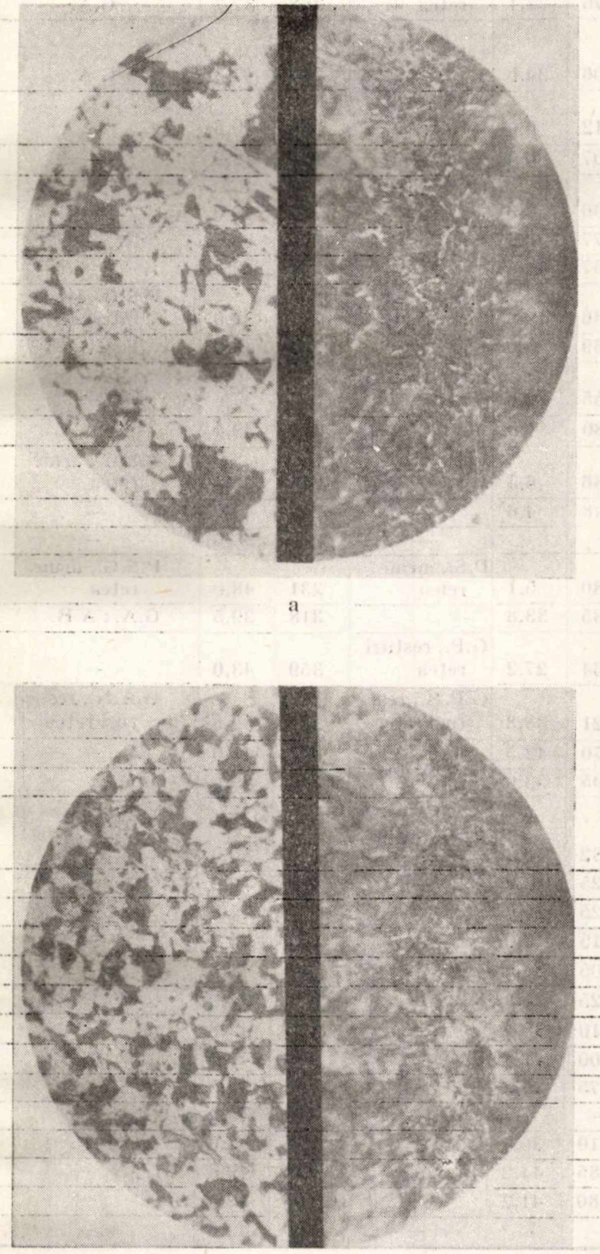
Atît la probele simple cementate, cît şi la cele ulterior tratate termic s-au făcut determinări de duritate şi microstructură.

Rezultatele obţinute şi interpretarea lor. În stare cementată cele două oţeluri au structuri şi durităţi diferite care variază şi în funcţie de modul de răcire. Astfel, la oţelul 21 MoMC 12 stratul este format din perlită cu reţea de carburi — mai pronunţate la răcirea cu cuptorul — iar miezul este ferito-perlitic, cu o proporţie mai mare de perlită în cazul răcirii în aer (fig. 1 *a*, *b*). Duritatea stratului cementat este mai mare la probele răcite în aer faţă de cele răcite cu cuptorul (420 — 475 HB faţă de 260 — 315 HB). La oţelul 193 CN 35 răcit cu cuptorul (fig. 2, *a*), miezul este ferito-perlitic, iar stratul are o structură complexă, formată din troostită, martensită, austenită reziduală şi carburi în reţea şi plăgi mari, duritatea stratului fiind cuprinsă în limitele 445 — 510 HB.

Răcirea în aer (fig. 2) a dus la apariţia structurii bainitice în miez, stratul păstrînd aceeaşi structură complexă dar cu o proporţie mai mare de martensită şi carburi în reţea fină, ceea ce se reflectă și în duritatea mai mare a stratului (540 — 600 HB).

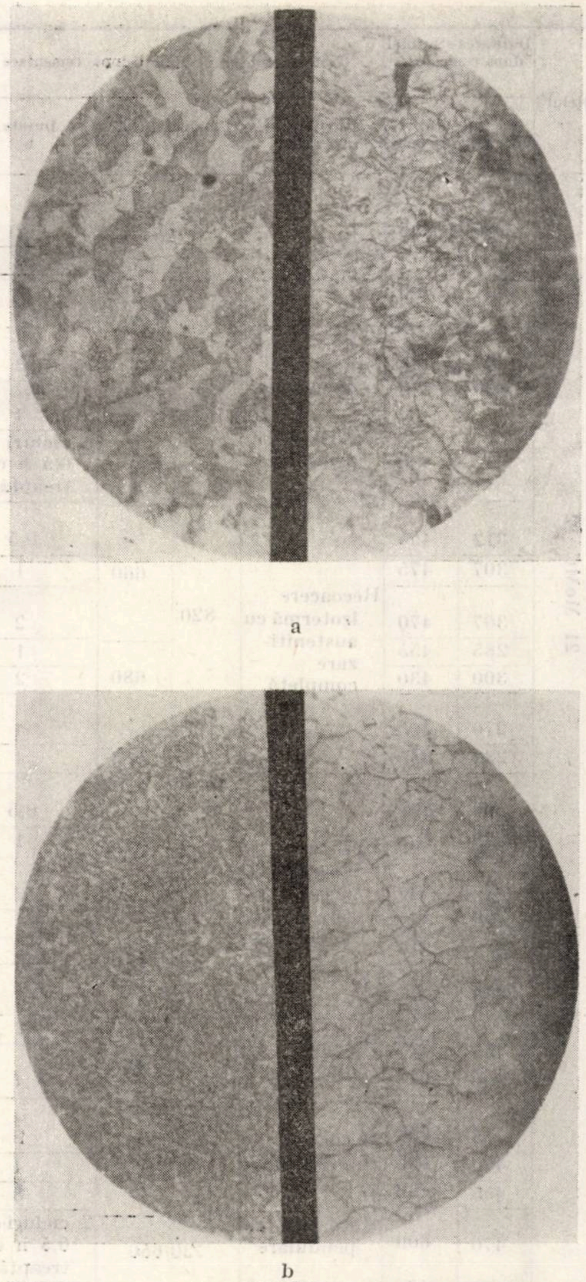
În tabela 2 sînt prezentate rezultatele obținute prin aplicarea tratamentelor termice arătate mai înainte. Pentru a se urmări eficiența tratamentelor aplicate și a se putea face comparații între diferitele tipuri de tratamente s-a utilizat ca indice de control scăderea relativă de duritate (ΔHB, %).

Rezultatele obținute arată că la oțelul 21 MoMC 12 răcit cu cuptorul, tratamentele termice de globulizare aplicate nu au efecte deosebite pentru stările inițiale cu durități minime (260 — 280 HB). În cazul durităților de peste 300 HB, singurele tratamente care dau rezultate satisfăcătoare sînt recoacerea izotermă cu austenitizare completă ($t_{aust} = 820°C$; $t_{iz} = 680°C$; $\tau_{iz} = 2 - 4$ h) și, mai ales, recoacerea de pendulare în jurul punctului A_1 (760°C/30 min/700°C/ /30 min, 2 — 3 cicluri repetate). La acest tratament stratul are o structură globulară fină și omogenă (fig. 3), ceea ce reprezintă un avantaj și pentru tratamentele termice ulterioare.


a

b

Fig. 1. Microstructurile miezului (stînga) și ale stratului cementat (dreapta) la oțelul 21 MoMC 12 :
a – răcire cu cuptorul; *b* – răcire in aer.


a

b

Fig. 2. Microstructurile miezului (stînga) și stratului cementat (dreapta) la oțelul 19 CN 35 :
a – răcire cu cuptorul; *b* – răcire în aer.

În cazul răcirii în aer după carburare se constată o creștere sensibilă a eficacității tratamen-

Tabela 2

Oțelul	Duritatea stratului după cementare, HB		Tratamentul termic aplicat după cementare				Duritatea și microstructura după tratament a stratului cementat					
							Răcire în cuptor			Răcire în aer		
	Răcire în cuptor	Răcire în aer	Denumirea operației	Temperatura, °C		Durata, h	HB	ΔHB, %	Microstructura	HB	ΔHB, %	Microstructura
21 MoMC 12	290	430	Revenire înaltă	600		2	270	6,9	S.G.	430	0,0	F.G., rețea carburi
	—	445				4	—	—	—	321	28,0	S.G.
	—	420		700		4	—	—	—	346	17,7	G.P. resturi rețea
	290	480	Recoacere incompletă	760		2	266	8,3	S.G.	252	47,5	G.A.F., urme rețea
	296	430				4	275	7,1	S.G. urme rețea	268	37,7	G.A.
	315	430	Recoacere cu pendulare	760/700		2 cicluri cu 0,5 h o treaptă	206	34,6	G.A.	227	47,3	G.A.
	312	455	Recoacere izotermă cu austenitizare completă	820	660	0,5	312	0,0	F.G. resturi rețea	306	30,6	—
	307	475				1	307	0,6	—	275	42,2	—
	307	470				2	296	3,6	G.P., urme rețea	282	40,0	—
	285	455			680	1	277	2,8	—	275	39,6	—
	300	430				2	267	11,0	—	257	40,2	—
	270	400				4	236	12,6	P.S., rețea pronunțată	244	39,0	P.S.G., rețea întreagă
	283	455			700	4	269	5,0	—	246	46,0	P.S.G.
	260	438	Recoacere izotermă cu austenitizare incompletă	760	660	0,5	255	2,0	P.S., resturi rețea	273	37,6	—
	225	430				1	280	1,8	—	261	39,4	—
	295	445				2	266	6,5	—	268	39,8	P.S.G., urme rețea
	260	445			680	1	248	4,6	—	246	45,0	—
	—	419				2	—	—	—	270	35,6	—
	295	445				4	280	5,1	P.S., urme releu	231	48,0	P.S.G., urme rețea
19 CN 35	455	525	Revenire înaltă	660		2	335	33,8		318	39,5	G.A. ; A.R.
	500	627				4	364	27,2	G.P., resturi rețea	359	43,0	—
	485	600	Recoacere incompletă	720		2	321	38,8	G.P.N., resturi rețea	285	52,5	G.A.N., resturi rețea
	470	585				4	270	42,5	—	345	41,0	—
	455	480				8	295	53,0	—	245	49,0	G.A.
	470	600	Recoacere cu pendulare	720/650		2 cicluri cu 0,5 h o treaptă	282	40,0	G.A., urme rețea	302	50,0	G.A.
	525	510	Recoacere izotermă cu austenitizare completă	800	560	1	525	0,0	—	510	0,0	—
	500	600				2	325	35,6	—	511	15,0	—
	525	555				4	315	40,0	—	321	42,0	—
	500	627			600	2	305	39,6	—	368	41,3	—
	430	540				4	325	24,5	—	335	38,0	—
	480	585				8	310	35,4	—	335	42,8	—
	510	510			640	3	300	41,3	—	305	40,2	—
	470	525	Recoacere izotermă cu austenitizare incompletă	720	560	1	375	20,2	—	368	30,0	—
	—	585				2	—	—	—	315	46,2	—
	445	570				4	310	30,4	—	275	52,0	—
	510	585			600	2	285	44,2	—	295	49,6	—
	475	600				4	280	41,2	—	285	52,5	—
	—	585				8	—	—	—	295	49,6	—

Obs: Toate probele au fost răcite cu cuptorul după tratamentul de inmuiere. F. G. – neglobulizat, G. P. – globulizare parțială, G. A. – globulizare avansată, G. A. F. – globulizare avansată fină, G. A. N. – globulizare avansată neomogenă, G,N.P. – globulizare parțială neomogenă; S. G. – sorbită globulizată; P.S. – perlită sorbitică, P. S. G. – perlită sorbitică cu tendințe accentuate de globulizare.

$$\Delta \text{HB} = \frac{\text{HB}_{carburat} - \text{HB}\ _{tratat}}{\text{HB}_{carburat}} \cdot 100,\%$$

telor de înmuiere aplicate oțelului 21 MoMC 12 carburat, rezultatele cele mai bune fiind obținute prin recoacerea de pendulare, recoacerea incompletă la 760°C (cu durata de peste 4 h)

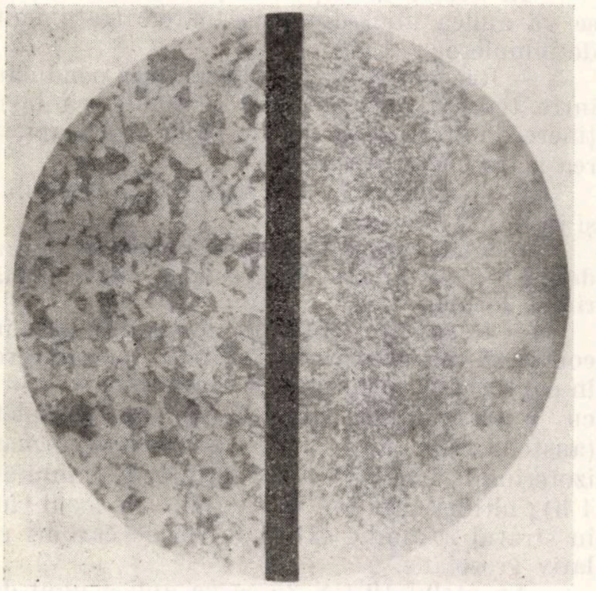


Fig. 3. Microstructurile miezului (stînga) și ale stratului cementat (dreapta) la oțelul 21 MoMC 12 cu tratament de recoacere cu pendulare (760 °C/700°C, 2 cicluri de 30 min), răcire cu cuptorul (duritate 315/206 HB).

și recoacerea izotermă cu austenitizare completă (t_{aust}= 820°C ; t_{iz}= 680 –700°C) sau incompletă (t_{aust} = 760°C ; t_{iz}=660–680°C).

Aplicarea acestor tratamente – în condițiile arătate – duce la o scădere de duritate de ordinul a 40–48 % și la durități finale de maximum 270 HB, structurile avînd caracter globular pronunțat.

Este interesant de remarcat că, tratamentul de revenire înaltă (recoacere intermediară), recomandat de STAS 791–66 duce la cele mai slabe și mai neuniforme rezultate (Δ HB $\leqslant$ 25 % $HB_{max} \geqslant 321$) așa cum rezultă de altfel și din neomogenitatea structurală a stratului (fig. 4).

În ceea ce privește oțelul 19 CN 35 atît la răcirea cu cuptorul, cît și la răcirea în aer după carburare, rezultatele cele mai bune se obțin prin aplicarea recoacerii incomplete la 720°C (cu duritate de peste 4 h), a recoacerii izoterme cu austenitizare incompletă (t_{aust} = 720°C, t_{iz}= 600°C ; fig. 5) și a recoacerii cu pendulare (720°C/30 min/650°C/30 min ; 2–3 cicluri repetate) ; acestea sînt singurele tratamente care duc la scăderi de peste 40 % ale durității și la valori de maximum 300 HB în stare înmuiată. Nici în acest caz revenirea înaltă, recomandată de STAS 791–66, nu a dat rezultate satisfăcătoare.

Analiza rezultatelor obținute în încercările experimentale duce la constatarea principală că tratamentele de înmuiere prin globulizare aplicate sînt cu atît mai eficiente, cu cît structura inițială este mai depărtată de echilibru (ceea ce se reflectă și în duritatea mai ridicată în stare carburată).

Explicația unei asemenea comportări este diferită pentru diversele tratamente aplicate.

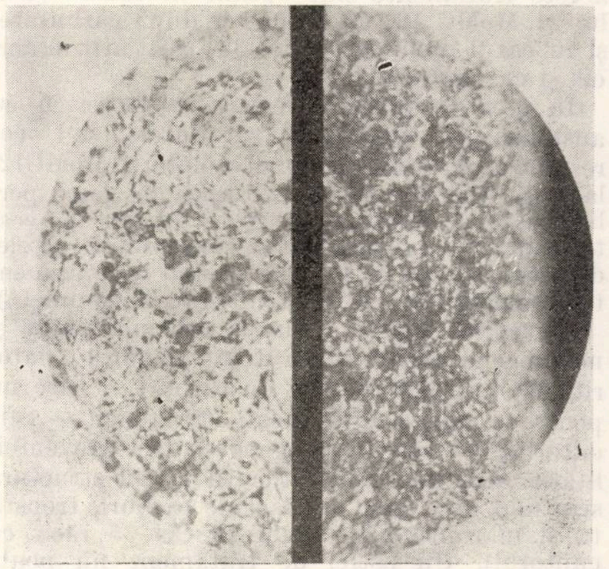


Fig. 4. Microstructurile miezului (stînga) și ale stratului cementat (dreapta) la oțelul 21 MoMC 12, cementat și răcit cu cuptorul după tratamentul de revenire înaltă (660°C/4h-duritate 445/321 HB).

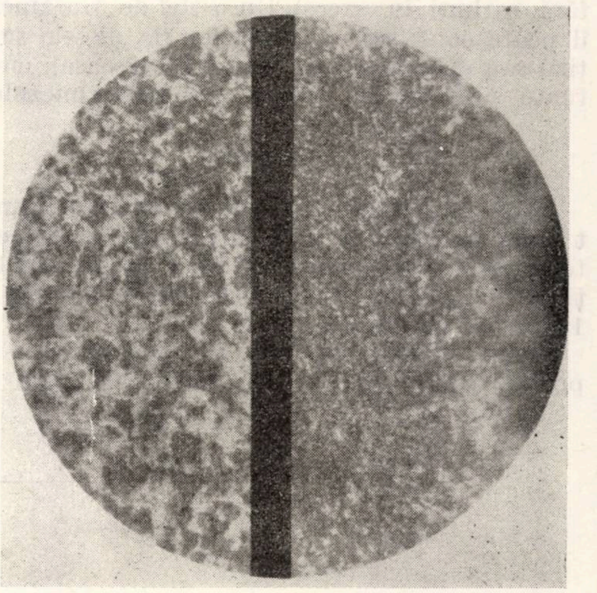


Fig. 5. Microstructurile miezului (stînga) și ale stratului (dreapta) la oțelul 19 CN 35 (cementat și răcit în aer) după tratamentul de recoacere izotermă cu austenitizare incompletă (720°C/600°C/4h ; duritatea 600/285 HB).

Astfel, în cazul tratamentelor de globulizare propriu-zisă a carburilor lamelare (recoacerea incompletă, recoacerea cu pendulare și chiar recoacerea izotermă cu austenitizare incompletă), o dată cu creșterea gradului de dispersie a lamelelor de carburi se obțin mai multe centre de germinare a carburilor globulare, în intervalul de austenitizare incompletă, care caracterizează aceste tratamente. În consecință procesul de globulizare se desfășoară mai intens și mai omogen. Așa se explică faptul că aceste tratamente sînt optime în cazul oțelului 21 MoMC 12, răcite în aer după carburare, și în cazul oțelului 19 CN 35, răcit atît în aer, cît și cu cuptorul.

În ceea ce privește recoacerea izotermă cu austenitizare completă, rezultatele sînt corespunzătoare numai în cazul oțelului 21MoMC12, la care transformarea izotermă în zona perlitică este de durată mai scurtă. În plus la acest tratament se realizează și dizolvarea rețelei de carburi (ceea ce nu este posibil la tratamentele anterioare cu austenitizare incompletă). Revenirea înaltă a dus la cele mai slabe și neomogene rezultate în toate cazurile, datorită fie prezenței rețelei de carburi — care nu poate fi afectată de acest tratament —, fie datorită structurii eterogene și deci „revenibilității'' diferite a constituenților din structura stratului (ex. rețea și plăci de carburi, troostită și martensită la oțelul 19 CN 35 răcit cu cuptorul). Un astfel de tratament nu poate duce la rezultate satisfăcătoare decît după aplicarea unui alt tratament, prin care să se obțină o structură de călire relativ omogenă (martensitică, bainito-martensitică, bainitică fără carburi în exces). Un astfel de tratament îl poate constitui normalizarea (la piesele subțiri) sau călirea în ulei (la piesele groase), efectuate și în scopul finisării granulației miezului.

Concluzii

Față de constatările făcute rezultă următoarele concluzii în ceea ce privește tratamentele termice de îmbunătățire a prelucrabilității prin așchiere la oțelurile 21 MoMC 12 și 19 CN 35 carburate :

— La ambele oțeluri se recomandă — în primul rînd — ca răcirea după carburare să se facă în aer sau în gropi de răcire, pentru a se evita formarea rețelei de carburi și a se obține structuri mai depărtate de echilibru și mai omogene.

— În aceste condiții la oțelul 21 MoMC 12 se va aplica unul din următoarele tratamente de înmuiere :

— Recoacerea de globulizare prin pendulare între temperaturile de 760 și 700°C, cu menținere de 30 min pe fiecare palier și cu aplicarea a trei cicluri complete.

— Tratamentul este aplicabil la piese mici și în loturi reduse.

— Recoacere incompletă la 760°C cu durată de 4—6 h, în funcție de grosimea piesei și mărimea lotului.

— Recoacere izotermă cu austenitizare incompletă (austenitizare la 760°C, apoi trecerea în cuptorul de menținere izotermă la 660—680°C cu o durată de circa 2 h) sau completă (austenitizare la 820°C, apoi transformare izotermă la 680—700°C cu durată de minimum 4 h) ; ultima variantă se va aplica în cazul cînd în stratul carburat există rețele de carburi relativ grosolane.

— La oțelul 19 CN 35 se va aplica unul din următoarele tratamente termice :

— Recoacere incompletă la 720°C cu durata de minimum 4 h ;

— Recoacere cu pendulare între 720 și 650°C, cu durata de 30 min pe fiecare palier și cu aplicarea a 3—4 cicluri complete ;

— Recoacere izotermă cu austenitizare incompletă (720°C/2 h/600°C/4 h).

— În ceea ce privește revenirea înaltă (recoacerea subcritică), aceasta ar putea da rezultate satisfăcătoare numai după aplicarea unei prealabile normalizări sau a călirii întîi (de la 860°C pentru ambele oțeluri) ; temperaturile de revenire optime par a fi 680°C, pentru oțelul 21 MoMC 12, și 660°C, pentru oțelul 19 CN 35, dar în ambele cazuri se va recurge la durate lungi de menținere (4—8 h) pentru a se realiza un grad de înmuiere avansat.

◆

Proprietățile mecanice ale amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu, întărite cu gaze arse

Dr. ing. A. NANU, Ing. I. SPOREA, Ing. ȘT. GHEORGHIU și Ing. A. BREȘTIN
Institutul politehnic – Timișoara

CZ 621.742.4 : 661.833.65 : 539.5

LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES SABLES DE MOULAGE À LIANT SILICATE DE SODIUM, RENFORCÉS À L'AIDE DES GAZ D'ÉVACUATION

Les auteurs tâchent de déterminer une méthode qui utilise les avantages du renforcement des sables de moulage avec du CO_2 et d'éliminer partiellement certains désavantages de ce dernier.

On utilise au lieu de CO_2, comme agent de renforcement, les gaz brulés (évacués) des fours de type creuset pour la fonte des métaux.

On examine la variation des résistances mécaniques en rapport avec la durée de l'insufflation de l'agent de renforcement. On détermine l'intervale de temps à la suite duquel les résistances mécaniques obtiennent les valeurs maximales.

On détermine une loi quantitative d'action du CO_2 et, en conséquence, la possibilité d'utiliser comme agent de renforcement n'importe quel gaz brulé (évacué) qui contient du CO_2.

Grâce aux bonnes résistances mécaniques obtenues au renforcement à l'aide des gaz brulés, existant dans n'importe quelle forge, au fait que ces gaz se perdent dans l'atmosphère, grâce à la technologie simple de renforcement à l'aide de ces gaz et au prix de revient beaucoup plus réduit qu'au renforcement à l'aide du CO_2 pur, cette méthode peut être recommandée pour son utilisation dans l'industrie.

MECHANICAL PROPERTIES OF MOULDING MIXTURES WITH SODIUM SILICATE AS A BONDING AGENT, HARDENED WITH WASTE GASES

The paper presents an attempt to find a method which uses the advantages of moulding mixture hardening with CO_2 and, at the same time, eliminates partially the disadvantages of this proceeding.

Waste gases from crucible melting furnaces are utilized as a hardening agent, instead of pure CO_2.

Variation of mechanical resistance is followed, function of blast time for the hardening agent. Necessary time for obtaining maximal mechanical resistance is established.

A quantitative law for CO_2 action is proposed, which allows to utilize as a hardening agent any waste gas containing CO_2.

Due to high mechanical resistance obtained by waste-gas hardening, to the presence of the latter in every foundry, to the fact that anyhow they are lost into the atmosphere, to the easy hardening method and to the lower cost price than in the case of pure CO_2, the method is recommandable for industrial use.

Avantajele tehnico-economice pe care le prezintă amestecurile de formare cu liant silicat de sodiu au dus la rapida lor răspîndire în turnătorie [1].

În majoritatea cazurilor ca agent întăritor se utilizează bioxidul de carbon din butelii. Acest fapt îngreuiază mult răspîndirea metodei de întărire din cauza prețului de cost ridicat al CO_2 (circa 45% din valoarea amestecurilor [1]). În același timp numai a 5-a parte din consumul total de CO_2 se folosește nemijlocit pentru întărire [2]. În consecință se apreciază că economisirea CO_2 poate să ușureze foarte mult răspîndirea metodei [3].

Este cunoscut că orice metodă de îndepărtare a apei din amestec (menținere în aer, încălzire, insuflare de gaze sub presiune, vidare etc.) duce la creșterea rezistențelor mecanice ale amestecurilor cu silicat de sodiu. Din această cauză s-a experimentat întărirea amestecurilor de formare cu silicat de sodiu, folosind alți agenți în diferite proporții, concentrația în CO_2 variind între 30 și 50% [4], [5].

Față de situația prezentată succint, s-a experimentat metoda de întărire a amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu, utilizîndu-se simultan acțiunea chimică și cea fizică de uscare a CO_2. Agentul de întărire este gazul ars într-un cuptor cu motorină (fig. 1) cu un conținut de 13% CO_2, și cu temperatura de 353°K. Acest fel de gaze, existente în orice turnătorie, conțin 13 – 18% CO_2 [6], iar prețul lor de cost este practic nul deoarece de obicei aceste gaze se pierd în atmosferă.

În lucrare se va urmări numai variația caracteristicilor de rezistență ale amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu (σ_{rc}, σ_{rt}, H), funcție de timpul (t) de insuflare a gazelor arse comparativ cu cele obținute la întărirea cu CO_2 pur.

Încercările s-au efectuat pe epruvete de compresiune cu $\varnothing = 30 \times 50$ mm și epruvete de tracţiune, din amestecuri de nisipuri spălate Văleni de Munte şi Făget, în proporţie de 50% fiecare. În tabela 1 sînt redate caracteristicile nisipului, determinate la aparatul H.V.O. — 1. Conţinutul de silicat de sodiu în amestec a fost de 4 şi 5% cu modulele 2,3 ; 2,5 ; 2,7. În tabela 2 sînt date caracteristicile medii ale amestecurilor de formare încercate.

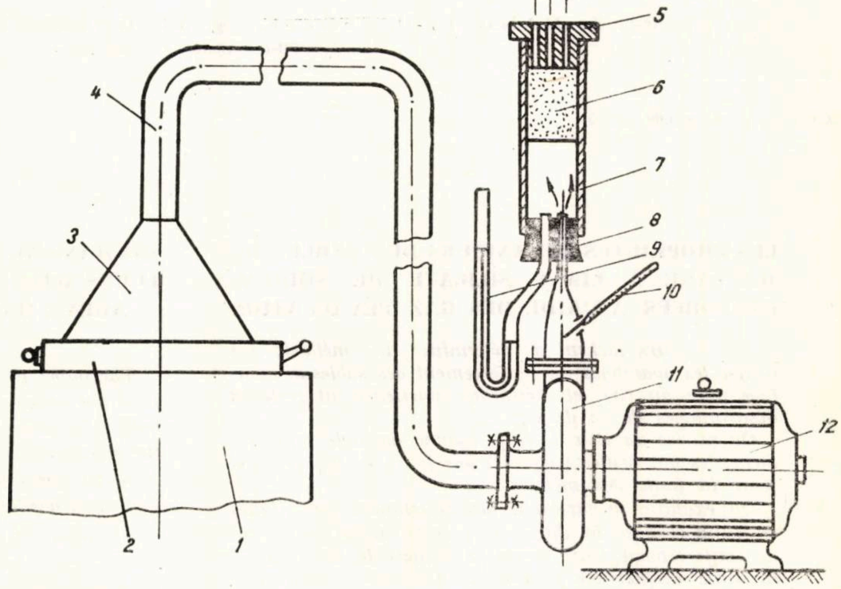


Fig. 1. Schema instalaţiei de întărire şi uscare cu gaze arse :

1 — cuptor cu motorină ; *2* — capac ; *3* — pîlnie de captare a gazelor ; *4* — conductă metalică ; *5* — dop de închidere ; *6* — probă ; *7* — cilindrul probei ; *8* — dop de cauciuc ; *9* — manometru ; *10* — termometru ; *11* — ventilator ; *12* — motor electric.

Tabela 1

Latura ochiului sitei, mm	Reziduul pe site, %	Componenta levigabilă, %	Fracţia de bază
1,40	0,410	2,2	$FB = \frac{0,32}{0,10} = 85\%$
1,00	0,54		
0,63	2,66		
0,32	26,30		
0,20	54,26		
0,10	4,08		
0,06	7,87		
tavă	3,88		
Total :	100,00		

Tabela 2

Silicatul de sodiu			Permeabilitatea		Umiditatea, %
Cantitatea în amestec, %	Modulul $\frac{SiO_2}{Na_2O}$	Greutatea specifică, kg/dm³	K_{crud}	$K_{întărit}$	
4	2,3	1,44	425	410	3,15
	2,5		470	460	3,25
	2,7		340	325	3,20
5	2,3	1,44	470	420	3,20
	2,5		430	410	3,35
	2,7		420	400	3,45

Tabela 3

Agentul	Silicatul de sodiu		K_c	$K_î$	U, %	Agentul	Silicatul de sodiu		K_c	$K_î$	U, %
	Modulul	Cantitatea, %					Modulul	Cantitatea, %			
CO_2	2,3	4	400	390	2,3	gaze arse	2,3	4	520	480	3,0
		5	450	445	3,0			5	470	420	3,4
	2,5	4	430	375	3,1		2,5	4	410	400	3,1
		5	500	470	4,2			5	430	410	3,5
	2,7	4	360	345	3,0		2,7	4	350	300	3,3
		5	370	365	4,0			5	430	410	3,6

Permeabilitatea şi umiditatea amestecurilor utilizate (tabela 3) sînt funcţie de natura agentului de întărire.

Pentru ca rezultatele experienţelor să poată fi comparate s-au întărit epruvete identice şi cu CO_2 pur (fig. 2).

S-au determinat în ambele cazuri timpii necesari obţinerii rezistenţelor mecanice maxime cu aparatele de tipul HVS-1 (RS — 106) şi HVM-1 (RS 113). Parametrii determinaţi pentru ambele cazuri au fost σ_{rc} (efort specific de rupere la compresiune), σ_{rt} (efort specific de rupere la tracţiune) şi H (duritatea).

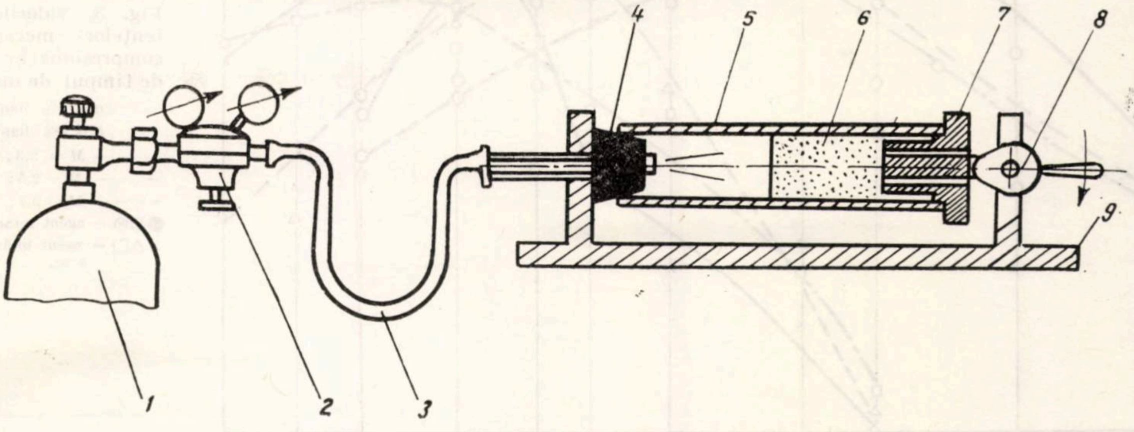


Fig. 2. Schema instalaţiei de întărire cu CO_2 :

1 — butelie cu CO_2; 2 — reductor; 3 — furtun; 4 — dop de cauciuc; 5 — cilindrul probei; 6 — probă; 7 — dop închidere şi fixare; 8 — camă fixare; 9 — suport dispozitiv.

În figura 3 se prezintă variaţia lui σ_{rc}, funcţie de timpul de insuflare t al agentului întăritor.

La ambele grupe de curbe se observă un maximum al rezistenţei specifice la rupere ($\sigma_{rc\ \max}$) pentru un anumit timp de insuflare (t_m). În cazul amestecului cu 4% silicat de Na (fig.3, *a*) întărit cu CO_2, $\sigma_{rc\ \max}$ variază între 180 şi 220 daN/cm² la $t_m = 30$ s. Valori peste 160 daN/cm² a lui σ_{rc} se obţin în toate cazurile pentru timpii de insuflare $30 < t < t_m$, valori considerate suficiente unei bune întăriri ale formelor [4]. La întărirea cu gaze arse valorile lui $\sigma_{rc\ \max}$ variază între 160 şi 190 daN/cm² la $t_m = 180 - 300$ s.

Ambii agenţi de întărire dau valori ale lui $\sigma_{rc\ \max}$ comparabile (la insuflarea cu CO_2 pur cu circa 10% mai mari). Timpii t_m necesari sînt însă diferiţi (la insuflarea cu gaze arse t_m este mai mare).

Pentru $t > t_m$, σ_{rc} scade datorită hidratării silicogelului $Na_2CO_3 \rightarrow NaHCO_3$ [2]. În cazul liantului cu 5% silicat de Na (fig. 3, *b*) situaţia se constată a fi comparabilă, $\sigma_{rc\ \max}$ luînd valori mai mari. La întărirea cu CO_2, $\sigma_{rc\max}$ ia valori între 230 şi 300 daN/cm² pentru $t_m = 60$ s, iar la 5% liant se obţin pentru $\sigma_{rc\ \max}$ valori mai mari de 160 daN/cm² pentru $30 < t < t_m$.

La utilizarea gazelor arse $\sigma_{rc\ \max} = 220 - 270$ daN/cm² la $t_m = 180 - 300$ s. Scăderea lui σ_{rc} la $t > t_m$ are aceeaşi cauză specificată anterior. Creşterea lui σ_{rc} pînă la valoarea $\sigma_{rc\ \max}$ se consideră că se datorează acţiunii CO_2 asupra peliculei de silicat de Na, la $t = t_m$ toată pelicula din jurul grăuntelui de SiO_2 intrînd în reacţie chimică.

Urmărind variaţia $\sigma_{rt} = f(t)$ (fig. 4) se constată o situaţie asemănătoare. La 4% liant întărirea cu CO_2 (fig. 4, *a*) $\sigma_{rt\ \max} = 12 - 22$ daN/cm² pentru $t_m = 30$ s. În cazul utilizării gazelor arse $\sigma_{rt\ \max} = 14 - 18$ daN/cm² la $t_m = 180 - 300$ s. Pentru 5% liant întărirea cu CO_2 (fig. 4, *b*) $\sigma_{rt\ \max} = 18 - 26$ daN/cm² la $t_m = 30$ s şi întărirea cu gaze arse $\sigma_{rt\ \max} = 20{,}4 - 21$ daN/cm² la $t_m = 180 - 300$ s.

În afara cantităţii liantului o influenţă importantă asupra valorilor lui σ_{rc} şi σ_{rt} o prezintă şi modulul (M).

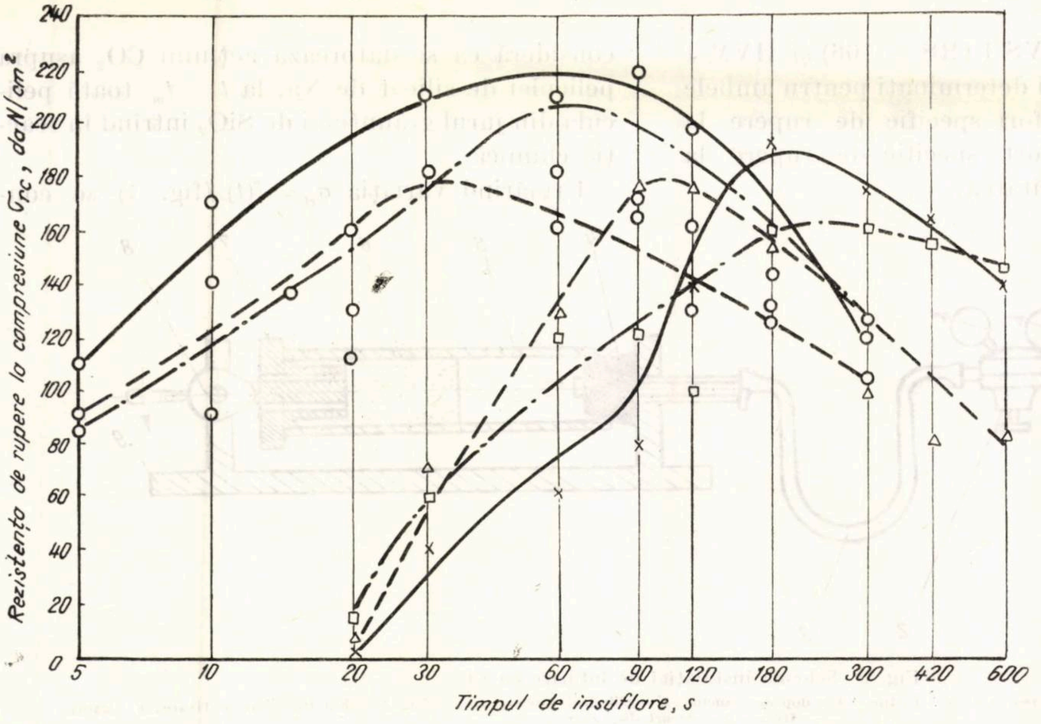
În figura 5 se prezintă variaţia lui $\sigma_{rc\ \max} = f(M)$, iar în figura 6, variaţia lui $\sigma_{rt\ \max} = f(M)$.

La întărirea cu CO_2 valorile cele mai ridicate ale lui $\sigma_{rc\ \max}$ se obţin la $M = 2{,}3$ pentru 4% liant şi la $M = 2{,}7$, la 5% liant. În cazul întăririi cu gaze arse $\sigma_{rc\ \max}$ se obţine la $M = 2{,}3$ atît la 4%, cît şi la 5% liant (fig. 5).

$\sigma_{rt\ \max}$ obţine valorile cele mai ridicate la întărirea cu CO_2 tot la $M = 2{,}3$, în timp ce la întărirea cu gaze arse maximele apar la $M = 2{,}5$ atît la 4%, cît şi la 5% liant (fig. 6). Cercetările viitoare vor trebui să lămurească şi legitatea influenţei modulului liantului asupra rezistenţelor, în cazul întăririi cu gaze arse.

Duritatea H a amestecului întărit, funcţie de timpul de insuflare t, se prezintă în figura 7.

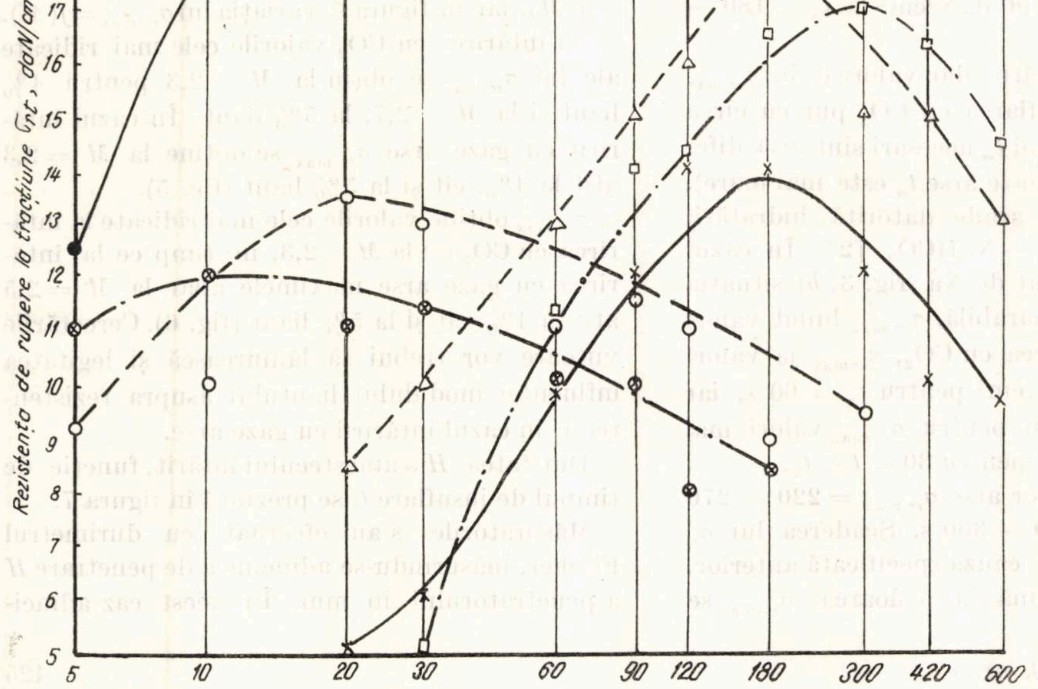
Măsurătorile s-au efectuat cu durimetrul Fischer, măsurîndu-se adîncimea de penetrare H a penetratorului în mm. În acest caz adînci-



a)

Fig. 3. Valorile rezistențelor mecanice la compresiune în funcție de timpul de insuflare:

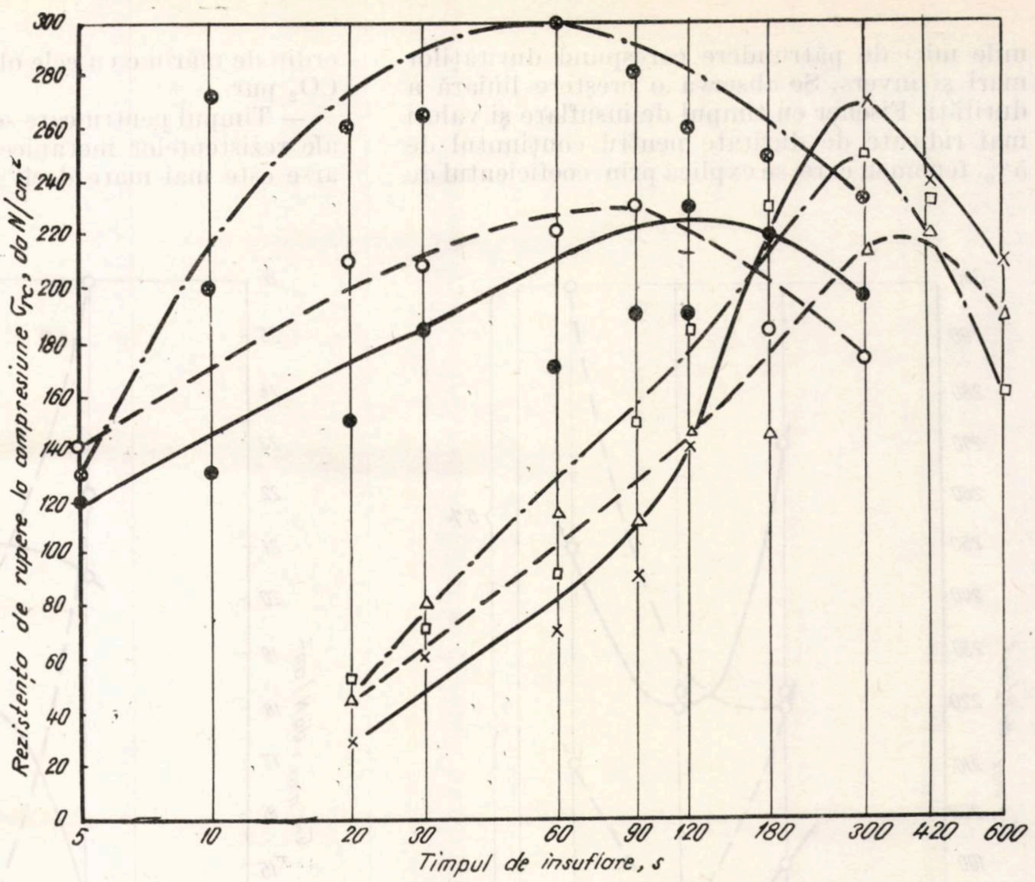
a – 4% liant;
b – 5% liant;
——— $M = 2,3$;
— — — $M = 2,5$;
—·—·— $M = 2,7$;
●○⊗ – agent întăritor CO_2;
×△□ – agent întăritor gaze arse.

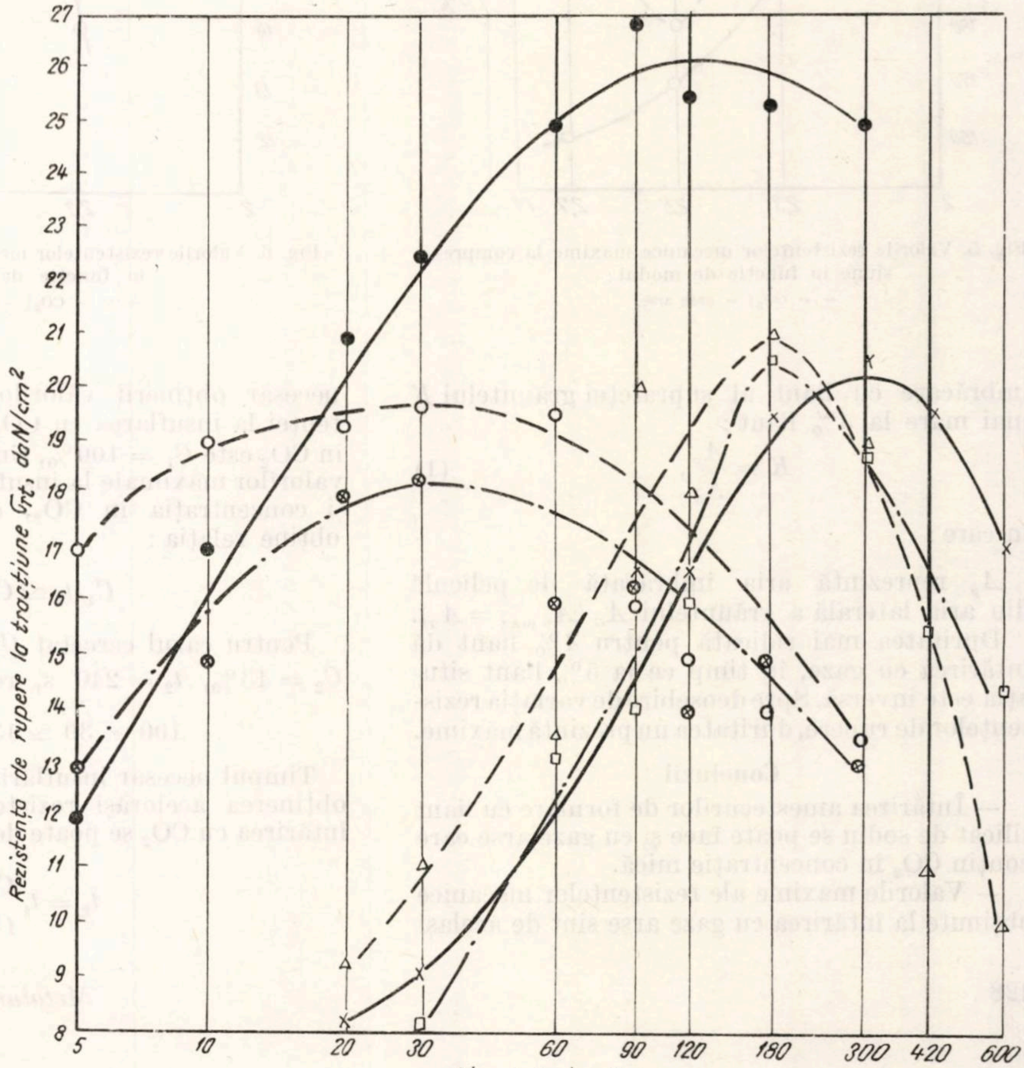


a)

Fig. 4. Valorile rezistențelor mecanice la tracțiune în funcție de timpul de insuflare:

a – 4% liant;
b – 5% liant;
——— $M = 2,3$;
— — — $M = 2,5$;
—·—·— $M = 2,7$;
●○⊗ – agent întăritor CO_2;
×△□ – agent întăritor gaze arse.


b)
Rezistenta de rupere la compresiune σrc, daN/cm²
300
280
260
240
220
200
180
160
140
120
100
80
60
40
20
0
5
10
20
30
60
90
120
180
300
420
600
Timpul de insuflare, s


b)
Rezistenta de rupere la tractiune σrt, daN/cm²
27
26
25
24
23
22
21
20
19
18
17
16
15
14
13
12
11
10
9
8
5
10
20
30
60
90
120
180
300
420
600
Timpul de insuflare, s

mile mici de pătrundere corespund durităților mari și invers. Se observă o creștere liniară a durității Fischer cu timpul de insuflare și valori mai ridicate de duritate pentru conținutul de 5%, fenomen care se explică prin coeficientul de îmbrăcare cu liant al suprafeței grăuntelui K mai mare la 5% liant:

$$K = \frac{A_p}{A_G}, \qquad (1)$$

în care:

A_p reprezintă aria îmbrăcată de peliculă din aria laterală a grăuntelui A_G ($A_{p\,\max} = A_G$). Duritatea mai ridicată pentru 4% liant dă întărirea cu gaze, în timp ce la 5% liant situația este inversă. Spre deosebire de variația rezistențelor de rupere, duritatea nu prezintă maxime.

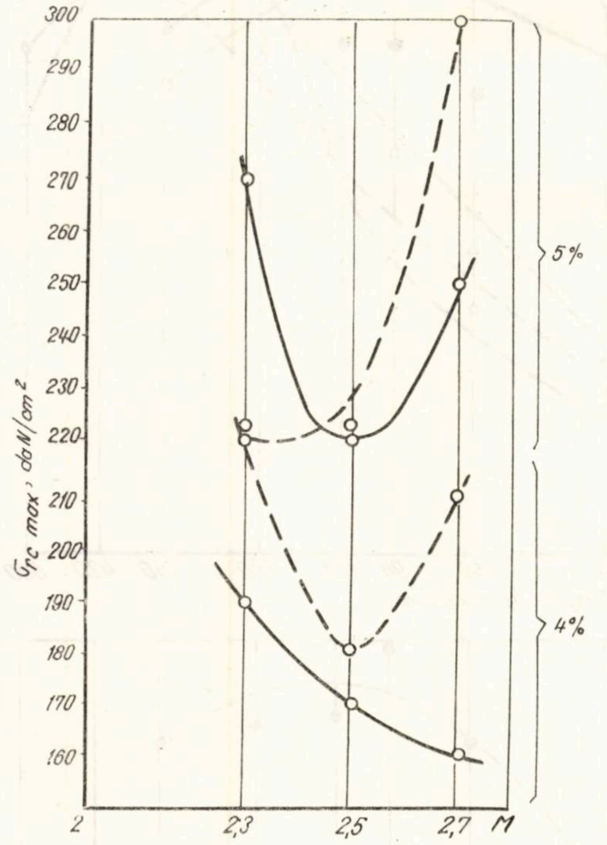


Fig. 5. Valorile rezistențelor mecanice maxime la compresiune în funcție de modul:
– – CO_2; – gaze arse.

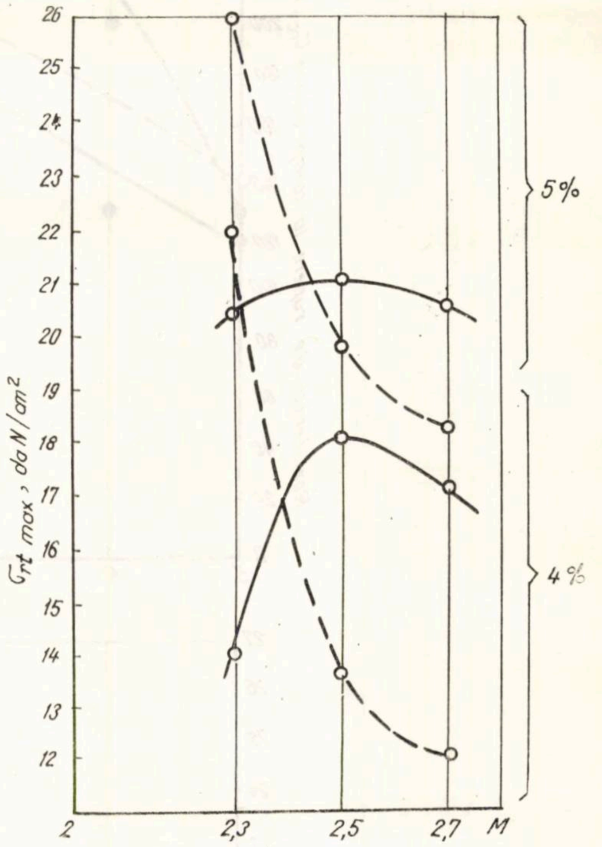


Fig. 6. Valorile rezistențelor mecanice maxime la tracțiune în funcție de modul:
– – – CO_2; – gaze arse.

Concluzii

— Întărirea amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu se poate face și cu gaze arse care conțin CO_2 în concentrație mică.

— Valorile maxime ale rezistențelor mecanice obținute la întărirea cu gaze arse sînt de același ordin de mărime cu cele obținute la întărirea cu CO_2 pur.

— Timpul pentru care se obțin valori maxime ale rezistențelor mecanice la întărirea cu gaze arse este mai mare decît cu CO_2. Dacă timpul necesar obținerii valorilor maxime ale rezistenței la insuflarea cu CO_2 este t_1, concentrația în CO_2 este $C_1 = 100\%$, timpul necesar obținerii valorilor maximale la insuflarea cu gaze arse t_2 și concentrația în CO_2, corespunzător C_2, se obține relația:

$$C_1 \cdot t_1 \simeq C_2 \cdot t_2 \qquad (2)$$

Pentru cazul cercetat $C_1 = 100\%$, $t_1 = 30$ s, $C_2 = 13\%$, $t_2 = 240$ s, reiese:

$$100 \times 30 \simeq 13 \times 240.$$

Timpul necesar insuflării cu gaze arse pentru obținerea acelorași rezistențe mecanice ca la întărirea cu CO_2 se poate deci calcula cu relația:

$$t_2 = t_1 \frac{C_1}{C_2} \qquad (3)$$

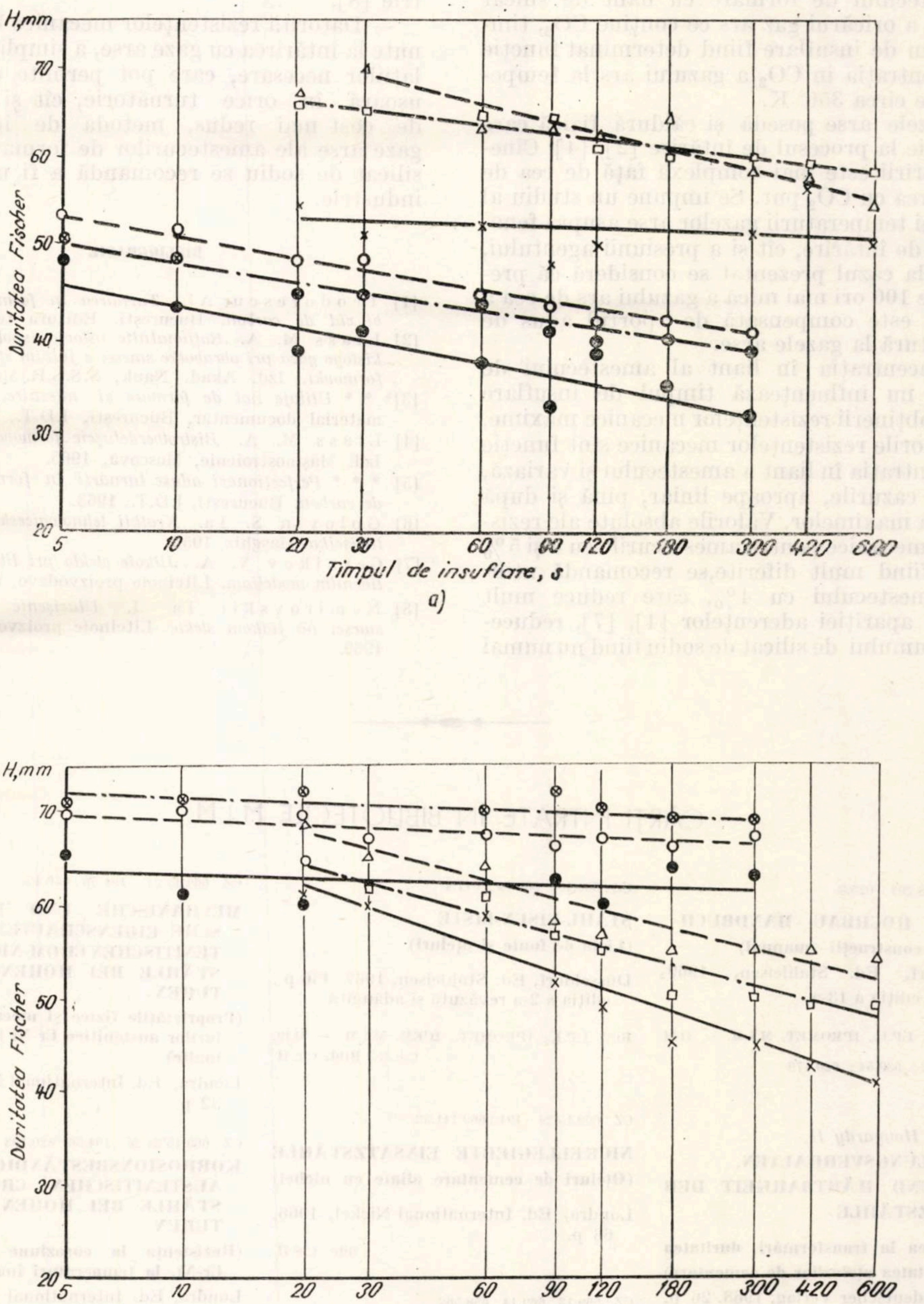


Fig. 7. Valorile durităţilor Fischer în funcţie de timpul de insuflare :
a – 4% liant; *b* – 5% liant; — *M* = 2,3; – – – *M* = 2,5; –·–·– *M* = 2,7; ●◐⊗ – agent întăritor CO_2; ×△□ – agent întăritor gaze arse.

Legea cantitativă prezentată dă posibilitatea aprecierii caracterului ca agent întăritor al amestecului de formare cu liant de silicat de sodiu a oricărui gaz ars ce conţine CO_2, timpul optim de insuflare fiind determinat funcţie de concentraţia în CO_2 a gazului ars la temperatura de circa 350° K.

— Gazele arse posedă şi căldură fizică care contribuie la procesul de întărire [2], [4]. Cinetica întăririi este mai complexă faţă de cea de la întărirea cu CO_2 pur. Se impune un studiu al influenţei temperaturii gazelor arse asupra fenomenului de întărire, cît şi a presiunii agentului, întrucît la cazul prezentat se consideră că presiunea de 100 ori mai mică a gazului ars de cea a CO_2 pur este compensată de aportul adus de temperatură la gazele arse.

— Concentraţia în liant al amestecului de formare nu influenţează timpul de insuflare necesar obţinerii rezistenţelor mecanice maxime.

— Valorile rezistenţelor mecanice sînt funcţie de concentraţia în liant a amestecului şi variază, în toate cazurile, aproape liniar, pînă şi după atingerea maximelor. Valorile absolute ale rezistenţelor mecanice pentru amestecurile cu 4 şi 5 % liant nefiind mult diferite,se recomandă utilizarea amestecului cu 4%, care reduce mult pericolul apariţiei aderenţelor [4], [7], reducerea consumului de silicat de sodiu fiind nu numai o condiţie economică, ci şi tehnică [2], [5], [6], ea constituind o preocupare permanentă în industrie [8].

— Datorită rezistenţelor mecanice bune, obţinute la întărirea cu gaze arse, a simplităţii instalaţiilor necesare, care pot permite o montare uşoară în orice turnătorie, cît şi a preţului de cost mai redus, metoda de întărire cu gaze arse ale amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu se recomandă a fi utilizată în industrie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Teodorescu Al. *Turnarea în forme întărite cu bioxid de carbon*. Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

[2] Liass M. A. *Raţionalnîie uslovia ispolzovania uglekislogo gaza pri obrabotke smesei s jîdkim steklom. Teoria formovki*. Izd. Akad. Nauk, S.S.S.R. Moscova, 1961.

[3] * * * *Utilaje noi de formare şi miezuire*. Culegere de material documentar, Bucureşti, I.D.T., 1959.

[4] Liass M. A. *Bîstrotverdeiuşcie formovocinîie smesi*. Izd. Maşinostroienie, Moscova, 1965.

[5] * * * *Perfecţionări aduse turnării în forme cu bioxid de carbon*. Bucureşti, I.D.T., 1963.

[6] Golovin S. Ia. *Kratkii tehnologiceski spravocinik liteişcika*. Maşghiz, 1955.

[7] Cernikov V. A. *Jitkoie steklo pri litie po vîplavliaemîm modeliam*. Liteinoie proizvodzvo, nr. 11, 1969.

[8] Nemirovskii Ia. I. *Ulucişenie vîbivaiemosti smesei na jîdkom stekle*. Liteinoie proizvodzvo, nr. 5, 1969.

* * *

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M.I.M.

CZ : 669.14.018.292 : 025.3

STAHL IN HOCHBAU—HANDBUCH
(Oţelul în construcţii—manual)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1969, 1288 p., ediţia a 13-a.

Bibl. I.P.L., IPROMET, M.I.M. – 3114

CZ : 669.141.32 : 539.54 : 620.178

Rose A. şi *Hougardy H.*
UMWANDLUNGSVERHALTEN, HÄRTE UND HÄRTBARKEIT DER EINSATZSTÄHLE
(Comportarea la transformări, duritatea şi călibilitatea oţelurilor de cementare)
Köln, Westdeutscher Verlag, 1968, 26 p.

Bibl. ICEM

CZ : 669.14 : 389.6

WERKSTOFFE
(Materii prime)
Düsseldorf, Mannesmann AG, 1968

Bibl. M.I.M. – 3151.

CZ : 669.13 : 669.14 : 017.4

STAHL-EISEN-LISTE
(Lista de fonte şi oţeluri)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1967, 436 p.. ediţia a 2-a revăzută şi adăugită

Bibl. I.P.L., IPROMET., ICEM, M.I.M. – 3119, C.S.R., Bibl. C.S.H.

CZ : 669.15'24 – 194 : 669.141.32

NICKELLEGIERTE EINSATZSTÄHLE
(Oţeluri de cementare aliate cu nichel)
Londra, Ed. International Nickel, 1966, 63 p.

Bibl. C.S.H.

CZ : 669.13 : 669.14 : 658.562

WERKSTOFF-HANDBUCH STAHL UND EISEN
(Manual de materii prime ,,Stahl und Eisen'')
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1965, ediţia a 4-a.

Bibl. L.TG.

CZ : 669.15'24' – 194.56 : 620.4/5

MECHANISCHE UND PHYSIKALISCHE EIGENSCHAFTEN DER AUSTENITISCHEN CROM-NICKEL-STÄHLE BEI HOHEN TEMPERATUREN
(Proprietăţile fizice şi mecanice ale oţelurilor austenitice Cr-Ni la temperaturi înalte)
Londra, Ed. International Nickel, 1965, 32 p.

Bibl. C.S.H.

CZ : 669.15'24'26 – 194.56 : 620.193

KORROSIONSBESTÄNDIGKEIT DER AUSTENITISCHEN CROM-NICKEL-STÄHLE BEI HOHEN TEMPERATUREN
(Rezistenţa la coroziune a oţelurilor Cr-Ni, la temperaturi înalte)
Londra, Ed. International Nickel, 1965, 29 p.

Bibl. C.S.H.

CZ : 669.15'24'26 – 194.56

DIE VERARBEITUNG DER AUSTENITISCHEN CROM-NICKEL-STÄHLE
(Prelucrarea oţelurilor austenitice aliate cu Cr-Ni)
Londra, Ed. International Nickel, 1965, 44 p.

Bibl. C.S.H.

Instalaţii industriale cu grătar pentru uscarea şi răcirea nisipurilor în strat fluidizat

Dr. ing. C. COSNEANU,
I.C.T.C.M.

ing. V. FIRESCU, ing. FR. SCHÖNBERGER şi ing. I. IACOB
Uzina „Victoria" – Călan

CZ 622. 362. 3 : 621. 742 424 66 096.5

INSTALLATIONS INDUSTRIELLES À GRILLE POUR LE SÉCHAGE ET LE REFROIDISSEMENT DES SABLES EN COUCHE FLUIDISÉE

On analyse, d'une manière critique, les installations industrielles les plus répandues, destinées au séchage et au refroidissement des sables de moulage utilisés actuellement dans certaines fonderies d'Europe.

Considérant les conditions existant dans notre pays, on recommande la construction d'installations industrielles à grille pour le séchage et le refroidissement des sables de fonderie en couche fluidisée. Les avantages de cette solution sont exemplifiés par la présentation d'une installation dont l'élaboration des projets et la construction ont été effectués à l'Usine „Victoria" — Călan, cette installation garantissant une productivité de maximum 20 t/h sable séché et refroidi à la température du milieu ambiant.

INDUSTRIAL EQUIPMENT WITH GRATE FOR FLUIDIZED-BED DRYING AND COOLING OF SAND

The paper analyses critically the most wide-spread industrial outfits for drying and cooling foundry sand, actually in use in some European foundries.

Taking into account conditions existing in Rumania, it is recommendable to build industrial outfits equipped with grates for drying and cooling foundry sand in fluidized bed. The advantages of this solution are ilustrated by the outfit designed and built in Plant „Victoria" — Călan, which provides a maximal 20 t/h output of dryed and cooled sand at ambient temperature.

Uscarea şi răcirea nisipurilor utilizate în turnătorii reprezintă faze tehnologice deosebit de importante, care pînă în prezent nu şi-au găsit o rezolvare optimă în condiţiile din ţara noastră.

Procedeul cel mai răspîndit de uscare a nisipurilor de turnătorie în cuptoare rotative prezintă o serie de dezavantaje printre care cele mai importante sînt următoarele : gabarite mari, greutatea şi costul ridicat al utilajelor, eficienţă redusă (îndepărtarea maximă a umidităţii este de circa 60 – 70 kg/m^3·h), consum mare de energie electrică, existenţa mecanismelor în mişcare rotativă ce creează condiţii de lucru şi de întreţinere dificile etc. Celelalte metode de uscare şi răcire a nisipurilor sînt caracterizate prin randamente şi productivităţi ce nu mai sînt în concordanţă cu înzestrarea tehnică în creştere în turnătoriile din ţara noastră.

În ultimii ani în străinătate a început să fie folosită uscarea nisipului într-un curent de aer ce străbate un tub metalic, a cărui lungime poate să ajungă pînă la 18 m, iar rezistenţa traseului la$\sim$800 mm H_2O [1], [2]. Acest procedeu elimină majoritatea dezavantajelor amintite la cuptorul rotativ însă nu poate fi utilizat la uscarea şi sortarea nisipului pe timp de iarnă, cînd acesta se prezintă sub formă de bulgăre şi aglomerări de particule îngheţate.

Procedeele de răcire a nisipului prezintă, de asemenea, o serie de dezavantaje. Astfel, procedeul de răcire a nisipului pe benzi de oţel, spălate de jos cu apă curgătoare şi amplasate pe transportoare cu bandă ce sînt suflate cu aer rece, au o productivitate prea mică [3].

Răcirea nisipurilor în silozuri în care sînt amplasate schimbătoare de căldură are o eficienţă redusă deoarece coeficientul de transmisie a căldurii nu depăşeşte 12 – 15 kcal/m^2·h·grad [4]. Pentru răcirea nisipului în turnuri se cere un mare debit de aer, construirea de instalaţii cu înălţimea de peste 10 m, precum şi cheltuială de energie pentru ridicarea nisipului la această înălţime [5]. Răcirea nisipului în tobe rotative cu curent de aer prezintă în principal aceleaşi dezavantaje ca şi uscarea în cuptoare rotative.

Dezavantajele amintite sînt eliminate în cazul aplicării procedeului de uscare — răcire a nisipului de turnătorie în strat fluidizat.

Fluidizarea reprezintă procesul fizico-mecanic de suspendare a particulei fazei solide într-un fluid gazos, care circulă de jos în sus cu o viteză determinată. În timpul procesului de fluidizare se realizează un contact continuu pe o suprafaţă foarte mare, între fazele solidă şi gazoasă, ceea ce determină desfăşurarea în condiţii prielnice a procesului de schimb de căldură.

Conductibilitatea termică a stratului de particule fluidizate este foarte mare și ca urmare egalizarea temperaturii dintre fazele solidă și gazoasă se face într-un timp scurt. Temperatura gazelor care părăsesc stratul fluidizat este deobicei egală cu temperatura acestuia.

Datorită conductibilității termice ridicate a stratului, schimbul de căldură dintre acesta și pereții instalației este foarte intens (coeficientul de transmisie a căldurii de la strat spre perete este de ∼ 150 — 200 kcal/m²·h·°C), ceea ce permite evacuarea sau introducerea în strat a unei însemnate cantități de căldură.

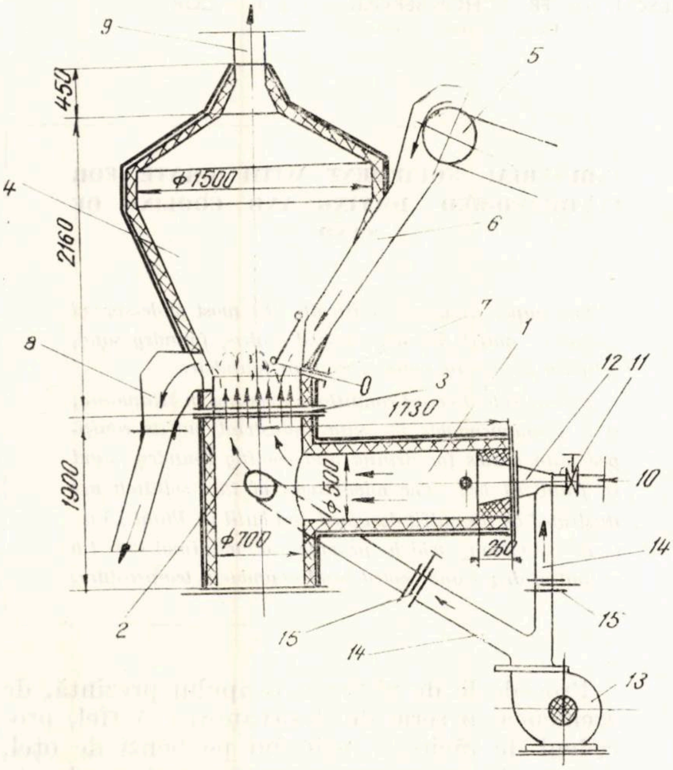


Fig. 1. Uscător de nisip prin fluidizare:

1 – focar; *2* – cameră de amestec; *3* – grătar; *4* – corp fluidizor; *5* – bandă alimentare nisip umed: *6* – conductă de alimentare; *7* – clapetă de închidere; *8* – deversor; *9* – evacuare gaze arse + abur; *10* – conductă gaz metan; *11* – robinet; *12* – arzător; *13* – ventilator; *14* – conductă aer; *15* – șubere aer.

Instalațiile industriale cu grătar pentru uscarea și răcirea nisipurilor în strat fluidizat, construite în stăinătate [7], se caracterizează prin randamente și productivități ridicate, simplitate constructivă și ușurință în exploatare.

Ținînd seamă de avantajele realizate în străinătate cu aceste instalații, în cadrul Uzinei „Victoria" — Călan — Turnătoria de lingotiere — s-a proiectat, construit și se exploatează un uscător-răcitor de nisip în strat fluidizat.

Uscătorul de nisip în strat fluidizat (fig. 1) asigură uscarea nisipului depus pe grătarul perforat *3*, ca urmare a trecerii de jos în sus a agentului gazos la o temperatură de 600 — — 800°C. Datorită schimbului rapid de căldură care se realizează în instalație, durata medie de uscare a nisipului variază în limitele 0,75 — — 1,80 min, în funcție de umiditatea inițială a acestuia. În condițiile asigurării unui debit corespunzător de nisip umed, care pătrunde în instalație prin conducta de alimentare *6*, temperatura din strat poate fi menținută în limitele de 100 — 125°C, la o temperatură a gazelor la intrare în strat de 750 — 850°C. În cazul unui asemenea regim de lucru, gradientul de temperatură în strat este minim, chiar la o distanță de grătar de 10 mm. Focarul instalației *1* este dotat cu un arzător cu gaz metan *12* și un ventilator de tip axial-radial *13*, care poate asigura o suprapresiune de pînă la 500 mm H_2O. Gazele evacuate din uscător prin conducta *9* sînt refulate în atmosferă de către un ventilator, după ce în prealabil au fost curățate într-un hidrociclon. Cantitatea particulelor antrenate depinde de înălțimea zonei de liniștire, care de obicei trebuie să fie de minimum 1 000 mm. Umiditatea finală a nisipului nu depășește valoarea de 0,1%. În cazul cînd se depășește temperatura în strat peste 115°C, nisipul nu mai are practic umiditate. Uscătorul de nisip în pat fluidizat are o secțiune variabilă (fig. 1), fiind prevăzut în partea de sus cu spațiu de liniștire, care permite să se mențină în mod stabil în strat materialul granular, ca urmare a reducerii treptate a vitezei gazelor.

Drept criteriu de apreciere a particularităților hidraulice ale grătarului *3* s-a adoptat coeficientul de rezistență a acestuia, exprimat prin relația:

$$\xi = \frac{P}{\frac{W^2 \cdot \gamma}{2g}}, \tag{1}$$

în care : P este rezistența grătarului, kgf/m²;
W — viteza medie a mediului fluidizat, raportată la secțiunea totală a camerei de lucru, m/s;
γ — greutatea specifică a mediului fluidizat în camera de lucru, kg/m³.

Rezistența stratului fluidizat este dată de relația:

$$p = h \cdot \gamma_v \tag{2}$$

în care: p este rezistența stratului fluidizat, kgf/m²;
h — înălțimea stratului în stare de repaus, m;
γ_v — greutatea volumetrică a materialului, kg/m³.

În urma dimensionării și proiectării uscătorului în strat au rezultat următoarele caracteristici ale acestuia:

Productivitatea, t/h	12 — 20;
Umiditatea inițială a nisipului, % . .	8 — 16;
Umiditatea finală a nisipului, % . . .	1,0;
Temperatura sub grătar, °C	650 — 850;

Temperatura la evacuarea nisipului din uscător, °C	70 – 100;
Greutatea instalației:	
– fără căptușeală, kg	1 400;
– cu căptușeală, kg	3 900;
Puterea instalată, kW, ...	14.

Instalația de uscare în strat fluidizat asigură necesarul de nisip de rîu ,,Strei'', folosit la formarea în amestecuri fluide a lingotierelor. Compoziția granulometrică a nisipului este următoarea :

Nr. sitei	1,0	0,63	0,40	0,30	0,20	0,16	0,10	0,08	0,063	0,063
Rest pe sită, %	22,8	22,2	23,4	10,2	12,2	4,4	3,0	0,8	0,4	0,6

cu fracția de bază 0,4/1,0 = 68,4 %; suprafața specifică reală 44 cm^2/g; coeficientul de formă ~ 0,85; componente levigabile ~ 1,8 – 2,6 %; greutatea volumetrică 1,62 – 1,65 kg/dm^3.

În timpul procesului de uscare a nisipului, ca urmare a eliminării particulelor fine sub 0,1 mm, are loc o oarecare uniformizare a granulometriei nisipului, care are influență favorabilă asupra proprietăților tehnologice ale amestecurilor de formare.

Deoarece temperatura de evacuare a nisipului din uscător ajunge la 70 – 100°C, este necesar răcirea acestuia la temperatura mediului ambiant. În acest scop s-a proiectat o instalație de răcire a nisipului, bazată pe aceleași principii ca și uscătorul.

Caracteristicile principale ale răcitorului de nisip sînt (fig. 2) :

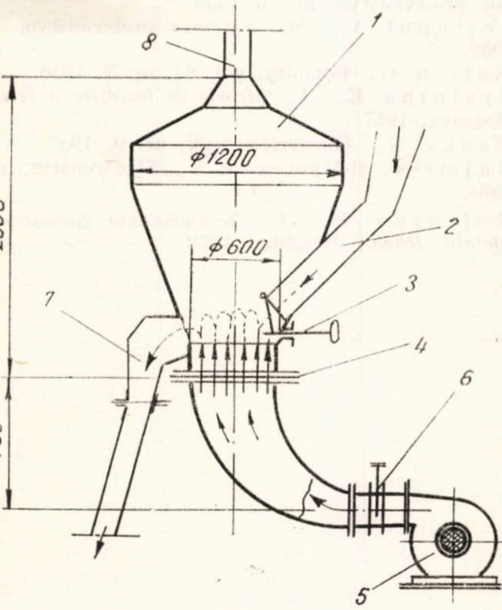


Fig. 2. Răcitor de nisip prin fluidizare:

1 – corp fluidizor; *2* – conductă alimentare nisip cald; *3* – clapetă de inchidere; *4* – grătar; *5* – ventilator ; *6* – șuber reglare aer; *7* – deversor nisip răcit.

Productivitatea, t/h	12 – 20;
Umiditatea inițială a nisipului, %	1,0;
Umiditatea finală a nisipului, %	sub 0,3;
Temperatura finală a nisipului, la o temperatură a mediului ambiant de 20°C, °C	18 – 25;
Temperatura sub grătar, °C .	temperatura mediului ambiant:
Greutatea instalației, kg	800;
Puterea instalată, kW	14.

Necesarul de aer pentru răcirea nisipului s-a calculat cu relația :

$$G_p = G_s \cdot \frac{c_s}{c_p} \cdot \ln \frac{t_s - t_o}{t_k - t_o}, \tag{3}$$

în care :

G_p este cantitatea de aer necesară, kg/h ;

G_s – cantitatea de nisip destinat răcirii, kg/h ;

c_s – căldura specifică a nisipului ;

c_p – căldura specifică a aerului ;

t_0 – temperatura mediului ambiant, °C ;

t_s – temperatura nisipului la intrarea în răcitor, °C ;

t_k – temperatura finală a nisipului răcit, °C.

La ieșirea nisipului din uscător, acesta mai conține o umiditate remanentă [6], care este ulterior eliminată atît de căldura înmagazinată în grăunții de nisip, cît și de aerul care trece prin instalația de răcire. În instalația de răcire are loc, de asemenea, un proces mecanic de eliminare a prafului, care este captat într-un hidrociclon. Nisipul răcit este evacuat prin deversorul *7* pe o bandă transportoare, care asigură depozitarea nisipului în buncărele de zi.

Instalațiile de uscare–răcire sînt prevăzute cu aparate de măsură și control, care asigură o funcționare corectă și o calitate corespunzătoare a nisipului de turnătorie.

Este util de menționat că tehnologia de preparare a amestecurilor fluide cu autoîntărire se poate aplica cu succes numai în condițiile cînd se folosește nisip cuarțos lipsit de praf, uscat și răcit la temperatura mediului ambiant.

Față de cuptoarele de uscare rotative, instalația de uscare–răcire a nisipului în strat fluidizat prezintă următoarele avantaje : ocupă o suprafață cu 50 % mai mică decît cuptorul rotativ ; greutate mai redusă cu 75 % față de cuptorul de uscare rotativ ; prezintă o capacitate de uscare–răcire cu 300 % mai mare ; siguranță și simplitate în exploatare.

Se recomandă ca amplasarea instalaţiilor de uscare şi răcire să se facă în cascadă (fig. 3 şi 4) deoarece, pe de o parte în acest fel se asigură o desfăşurare raţională a procesului de pregătire a nisipului pe un spaţiu minim, iar pe de altă parte se uşurează sensibil reglarea şi întreţinerea utilajelor.

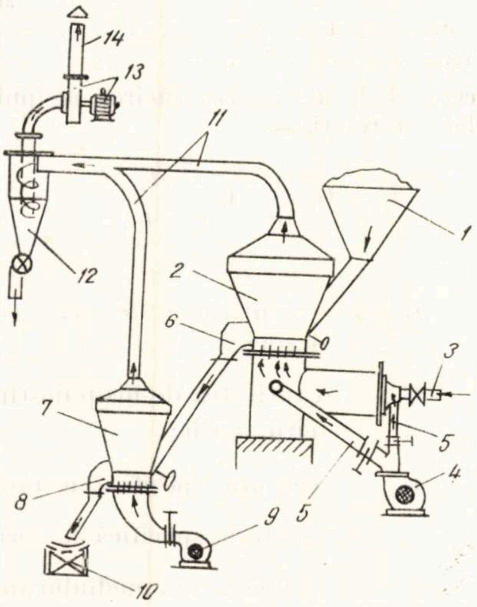


Fig. 3. Instalaţie de uscare — răcire nisip prin fluidizare cu tiraj prin aspiraţie:

1 — buncăr de alimentare nisip umed; *2* — uscător; *3* — conductă gaz metan; *4* — ventilator; *5* — conductă aer; *6* — deversor nisip uscat; *7* — răcitor; *8* — deversor nisip răcit; *9* — ventilator; *10* — bandă transportoare; *11* — conductă aspiraţie gaze arse + abur; *12* — hidrociclon; *13* — ventilator + motor electric; *14* — coş.

Instalaţiile de răcire în strat fluidizat se pot monta, de asemenea, pe fluxul amestecului vechi, unde după dezbaterea şi sfărîmarea bulgărilor de amestec vechi se poate realiza răcirea şi eliminarea prafului în vederea refacerii compoziţiei granulometrice.

Instalaţiile de uscare—răcire a nisipului în strat fluidizat se pot realiza în orice turnătorie cu investiţii minime, iar ca urmare a simplităţii şi siguranţei în exploatare se recomandă, pentru generalizare, în turnătoriile din R.S. România.

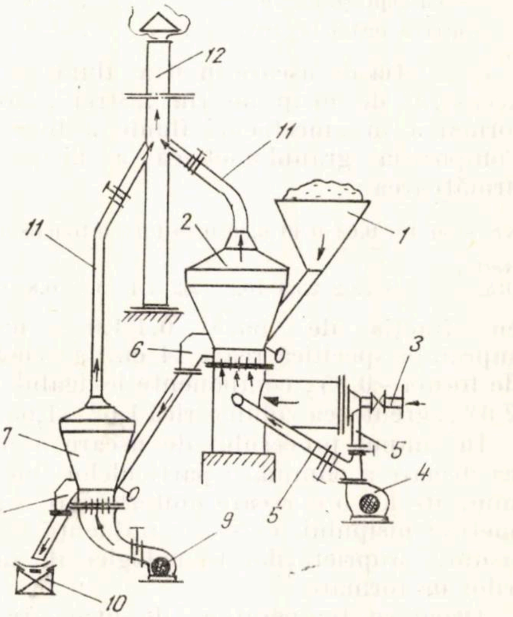


Fig. 4. Instalaţie de uscare — răcire nisip prin fluidizare cu tiraj natural:

1 — buncăr alimentare nisip umed; *2* — uscător; *3* — conductă gaz metan; *4* — ventilator; *5* — conductă aer; *6* — deversor nisip uscat; *7* — răcitor; *8* — deversor nisip răcit; *9* — ventilator; *10* — bandă transportoare; *11* — conductă evacuare gaze arse + abur; *12* — coş.

BIBLIOGRAFIE

[1] Scerbina V. A. şi Cerkasin A. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1959.
[2] Sestopol V. M. Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1959.
[3] Martin G. Foundry, vol. 84, nr. 2, 1956.
[4] Brainina E. I. *Metode de încălzire a betonului.* Moscova, 1957.
[5] Hoake K. Giessereitechnik, nr. 9, 1957.
[6] Najmr S. şi Vanecek V. Slévárenstvi, nr. 11, 1968.
[7] Kojeurov P. I. *Komplexnaia mehanizaţia v liteinih ţehah.* Maşghiz, 1962.

◆

Optimizarea numărului de cuptoare dintr-o baterie de cocsificare

Dr. ing. V. CÂNDEA MUNTEAN
IPROCHIM

CZ 662.741.3

L'OPTIMISATION DU NOMBRE DE FOURS D'UNE BATTERIE DE COKEFACTION

On décrit une méthode originale pour la détermination du nombre optima (économique) de chambres dans une batterie de cokefaction, ainsi que les conditions optimales d'exploitation d'une batterie existente.

On démontre que le nombre optimum de chambres (fours) d'une batterie de cokefaction dépend, principalement, de la limite du rapport entre la période de cokefaction et le temps requis pour desservir une chambre par la machine ayant le plus long cycle; dans le cas de la batterie à chargement latéral, on estime que sa grandeur optima est de 65 chambres.

On examine, de même, l'extension de cette méthode à l'échelle d'une usine, établissant la formule destinée a déterminer le nombre de fours au cas ou l'on construit des batteries ayant un nombre de batteries plus petit que celui considéré comme optimum.

OPTIMIZATION OF THE NUMBER OF FURNACES IN A COKING BATTERY

The paper describes an original method for determinating optimal (economical) number of chambers in a coking battery and optimal conditions for operating an actual battery.

It is demonstrated that the optimal number of chambers (furnaces) in a coking battery depends mainly upon the limit of the ratio between coking time and operating time, for a chamber, of the machine with the largest cycle; in the case of a battery with lateral charging, its optimal size is estimated to consist of 65 chambers.

Extension of the method to plant scale is also taken into consideration, and equation allowing to estimate the number of furnaces when building a battery with a number of chambers lower than the optimum is presented.

Construirea și exploatarea unei baterii de cocsificare impune luarea în considerare a unei serii de elemente constructive și tehnologice.

Prin însăși natura scopului urmărit, în general fabricarea cocsului metalurgic, elementele tehnologice vor fi predominante, ele dictînd alegerea soluțiilor constructive optime. Principalul element care determină tehnologia este natura cărbunelui, respectiv capacitatea lui de aglutinare și cocsificare, iar ca elemente subordonate se pot cita : granulația cărbunelui (sau a șarjei de cărbuni), temperatura finală de cocsificare și viteza de cocsificare.

Funcție de aceste elemente tehnologice rezultă (în general univoc) elementele constructive ale bateriei de cocsificare, care se pot împărți în două categorii :

a — elemente fixe, care aparțin camerei de cocsificare și care sînt determinate în principal de elementele tehnologice enumerate mai sus și, în mai mică măsură, de limitele tehnicii actuale de exploatare. Aceste elemente sînt atît lățimea, lungimea și înălțimea camerei de cocsificare, cît și sistemul exterior de încălzire.

Aceste valori pentru camerele moderne de cocsificare sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Caracteristicile	Valorile pentru încărcare	
	în vrac	laterală
Lățimea medie, mm	375—450	420—460
Conicitatea, mm	40—60	0—20
Înălțimea totală, mm	$2{,}7-5{,}5\cdot 10^3$	$3{,}2-3{,}8\cdot 10^3$
Lungimea totală, mm	$12{,}5-16{,}5\cdot 10^3$	$13{,}12-13{,}52\cdot 10^3$
Volumul util, m^3	12,7—35,5	16,3—19,0
Sistemul exterior de încălzire	lateral sau pe la partea inferioară	

b — elemente variabile, respectiv numărul de cuptoare (camere) în baterie, care sînt determinate atît de elementele tehnologice (lățimea camerei și natura șarjei de cărbuni, care determină la rîndul lor perioada de cocsificare), cît și de limitele tehnice actuale ale mașinilor de deservire, în special a mașinii cu ciclul cel mai lung de deservire.

În practică se întîlnesc, la încărcarea laterală, baterii cu 20 — 25 camere (volum util 19 m^3 cameră, în Franța) pînă la 72 camere/baterie (volum util 16,3 m^3, cameră în R.S. Cehoslovacă). În R.S. România sînt baterii de 47 camere (volum util 18,35 m^3 camera), iar în R.P. Polonă se construiesc baterii cu 56 camere (volum util 18,68 m^3 camera).

Se constată, în general, că nu există un criteriu unitar privind numărul de camere dintr-o baterie de cocsificare. Astfel, în Europa Occidentală se construiesc de obicei baterii mici (pînă la 40 camere) pe de o parte din motive de fundaţie (bateriile fiind construite pe terenurile vechilor exploatări miniere cu pericol de tasare), iar pe de altă parte, din motive economice (pierdere minimă de producţie la reparaţii capitale).

În ţările socialiste se tinde, în general, spre construirea de baterii cu un număr cît mai mare de camere, în scopul utilizării la maximum a maşinilor de deservire.

Se remarcă că, dacă perioada de cocsificare depinde în general de natura cărbunelui şi se reflectă nemijlocit în lăţimea camerei de cocsificare, restul elementelor (lungimea şi înălţimea, sistemul de încălzire, numărul de camere, funcţionarea maşinilor etc.) au un rol subordonat, ele reflectînd nivelul tehnic de proiectare, organizare şi exploatare, respectiv elemente care depind de om (bineînţeles în anumite limite).

În cele ce urmează se tratează relaţiile de dependenţă dintre natura cărbunelui (perioada de cocsificare) şi nivelul tehnic al maşinilor (exprimat prin pauza ciclică şi timpul de deservire al unui cuptor) prin prisma exploatării şi proiectării unei baterii de cocsificare cu încărcare laterală. În exploatarea ansamblului baterie de cocsificare — maşini de deservire (în general două baterii sînt deservite de un complet de maşini constînd din : o locomotivă electrică, un vagon de stins cocs, două maşini de scos uşi şi două maşini de şarjare) se disting următoarele elemente operaţionale caracteristice :

n este numărul de camere dintr-o baterie, buc. ;

d — numărul de camere descărcate în 24 h, buc./24 h ;

P — perioada de cocsificare, h ;

m — timpul de deservire de către maşina de şarjare a unei camere de cocsificare, h/buc. ;

c — pauza ciclică de exploatare pentru o baterie, h/24 h (necesară reparării curente a tuturor maşinilor cu excepţia vagonului de stingere şi a locomotivei electrice).

Aceste elemente sînt legate matematic între ele prin următoarele relaţii :

$$m \cdot d + c = 24 \tag{1}$$

$$d = \frac{24 \cdot n}{P} \tag{2}$$

Prin eliminarea lui d din relaţiile (1) şi (2) se obţine :

$$n = \frac{24 - c}{24} \cdot \frac{P}{m} \tag{3}$$

Relaţia (1) defineşte bilanţul de timp al maşinii de şarjare, $m \cdot d$ reprezentînd timpul activ de funcţionare a maşinii, iar c, pauza ciclică a maşinii, respectiv timpul ei de inactivitate. La rîndul ei, relaţia (2) defineşte numărul de cuptoare descărcate în 24 h dintr-o baterie cu n cuptoare, funcţionînd cu o perioadă de cocsificare P.

Din analiza relaţiilor (1) şi (2) rezultă că mărimea d are sensuri şi limite diferite. În relaţia (1) d reprezintă numărul de descărcări efectuate de maşină în 24 h şi se notează cu d_1, iar d, din relaţia (2), reprezintă numărul de cuptoare care trebuie descărcate în 24 h de o baterie cu n cuptoare funcţionînd cu o perioadă de cocsificare P şi se notează cu d_2.

Evident, între d_1 şi d_2 pot exista următoarele relaţii :

$$d_1 > d_2 \tag{4}$$

$$d_1 = d_2 \tag{5}$$

$$d_1 < d_2 \tag{6}$$

Relaţia (4) arată fie că există o rezervă încă neutilizată de timp la maşina de şarjare, fie că bateria de cocs nu mai are nici o rezervă la perioada de cocsificare ; relaţia (5) arată o concordanţă între capacitatea de deservire a maşinii şi cea de cocsificare a bateriei, iar relaţia (6) arată că maşina de şarjare nu mai are rezerve de capacitate, ceea ce împiedică utilizarea integrală a rezervelor bateriei, privind perioada de cocsificare (cazul cocsului răscopt — metodă practicată uneori în cazuri speciale).

Parametrii d_1 şi d_2 reprezintă valori ale şirului de numere naturale, limitele lor fiind $d_{1\,lim}$ şi $d_{2\,lim}$ şi reprezentînd respectiv, în primul caz, numărul maxim de camere pe care le poate deservi (încărcarea şi descărcarea) în cazul încărcării laterale o maşină iar în al doilea caz, numărul maxim de cuptoare de cocsificare ; în ambele cazuri prin cuvîntul „maxim'' se înţelege maximum posibil obţinut în condiţii de exploatare.

În aceste condiţii, ţinînd seamă de cele expuse mai sus, numărul maxim de cuptoare dintr-o baterie va fi dat de relaţia (5), adică :

$$d_{1\,lim} = d_{2\,lim} = d \tag{7}$$

sau, întrucît această relaţie reprezintă o limită, relaţia reală trebuie să fie :

$$d_{1\,lim} > d_{2\,lim} \tag{8}$$

(se remarcă că raportul $\frac{d_{1\,lim}}{d_{2\,lim}} = E$ reprezintă gradul de exploatare — utilizare — a secţiei de cocs, aceasta fiind cu atît mai mare, cu cît E este mai aproape de unitate), căutînd ca diferenţa dintre ele să fie cît mai mică, respectiv $d_{1\,lim} - d_{2\,lim} =$ minim.

Relația (3) arată că posibilitatea de majorare a numărului de camere — n — al unei baterii se află într-o dependență de P, m și c, iar relațiile (7) și (8) reprezintă condiția economică ce trebuie îndeplinită pentru a avea o baterie cu numărul maxim de cuptoare.

Cu cît P este mai mare, iar c și m mai mici, cu atît n poate fi mai mare. Pe de altă parte în cazul cînd numărul de camere este astfel ales încît bateria să aibă productivitate maximă ($d_{2\,max}$) există un domeniu de variație determinat al parametrilor amintiți P, m, c (remarcînd că sensul de variație a lui P și m este același).

Pauza ciclică c reflectă gradul de tehnicitate și organizare a întreținerii mașinilor secției de cocs (și sortare). În general, la secțiile moderne de cocsificare c variază între 1 și 2 h/24 h pentru cazul încărcării laterale. Astfel, în R.S.Cehoslovacă pauza ciclică variază între 1 și 1,5h/24h (cu tendințe spre limita inferioară), iar în R.P. Polonă, între 1 și 2 h/24 h. La Combinatul siderurgic — Hunedoara pauza ciclică este de 1,5 h/24 h. În general, se poate admite că la o organizare bună, pauza ciclică nu trebuie să depășască 1,5 h/24 h, valoarea limită, minimă, fiind 1 h/24 h.

Timpul de deservire m al unei camere de către mașina de șarjare reflectă gradul de tehnicitate al mașinii de șarjare și depinde și de volumul pilotului bătătorit. Acest timp reprezintă de altfel, la deservirea cuptoarelor de cocsificare (din toate mașinile secției mașina de șarjare consumă cel mai mult timp), elementul limitativ al creșterii numărului de cuptoare pe baterie și poate fi scurtat pînă la valoarea timpului de bătătorire.

În R.S. Cehoslovacă, la un volum de pilot de 16,3 m^3 (16,3 t) timpul de bătătorire este de circa 9 min, iar m are valoarea de 0,250 h (15 min); în R.P. Polonă, la un volum de pilot de 18,68 m^3 (18,68 t), timpul de bătătorire este de circa 10 — 12 min, iar m variază între 0,250 și 0,284 h (15 — 17 min). La Combinatul siderurgic — Hunedoara la un pilot de 18,35 m^3 (18,35 t), timpul de comprimare este de 13,5 min, iar m are valoarea 0,333 h (20 min).

În cazul mașinilor moderne, bătătorind piloții de 18,7 — 18,8 m^3, se poate considera, în condiții de exploatare îndelungată, o valoare de 0,267 — 0,284 (16 — 17 min) pentru m, iar ca limită, 0,250 h (15 min).

Perioada de cocsificare P este funcție atît de tipul constructiv al bateriei și de lățimea camerei, cît și de natura și calitatea cărbunilor utilizați. Pentru bateriile moderne cu încărcare laterală la o lățime medie a camerei de 460 mm, perioada de cocsificare P variază între 17,84 și 21,5 h. Pentru a asigura o exploatare de lungă durată a lor (18 — 20 ani), perioada de cocsificare nu trebuie să scadă sub 18,5 — 18,6 h la o lățime a camerei de 440 — 460 mm. Desigur, prin utilizarea silicei de mare densitate și cu un coeficient îmbunătățit de conductibilitate termică se poate spera la o reducere a lui P pînă la circa 17 h (la lățimea de cameră de ordinul 450 — 460 mm).

În rezumat, valorile parametrilor m, c, P pot lua următoarele valori previzibile pentru viitorul apropiat și mai îndepărtat în cazul încărcării laterale (tabela 2).

Tabela 2

Parametrul	Valoarea in viitorul	
	apropiat	mai îndepărtat
Pauza ciclică c, h/24 h	1,5	1,0
Timpul de deservire m, h	0,267—0,284	0,250
Perioada de cocsificare P, h	18,5—19,0	17,0

Înlocuind acești parametri în relația (3), se obține numărul maxim de camere pe baterie, în condițiile unei productivități maxime a acesteia, astfel:

în viitorul apropiat:

$$n = \frac{24 - 1{,}5}{24} \cdot \frac{18{,}5}{0{,}267} = 65 \text{ camere}$$

sau

$$n = \frac{24 - 1{,}5}{24} \cdot \frac{19}{0{,}284} = 63 \text{ camere}$$

în viitorul mai îndepărtat:

$$n = \frac{24 - 1}{24} \cdot \frac{17}{0{,}25} = 65 \text{ camere.}$$

Rezultă de aici că numărul optim de cuptoare într-o baterie este de circa 65 deoarece, pe de o parte variațiile lui P și m au loc în același sens (deci practic raportul $P : m$ rămîne constant) pe de altă parte c influențează foarte puțin numărul de camere din baterie.

Deși numărul de camere pe baterie rămîne același, productivitatea bateriilor construite în viitorul apropiat și cel mai îndepărtat vor fi diferite și anume:

în viitorul apropiat:

$$d = \frac{24 \times 65}{18{,}5} \simeq 84{,}0 \ \frac{\text{descărcări}}{24 \text{ h}}$$

în viitorul mai îndepărtat:

$$d = \frac{24 \times 65}{17} \simeq 92{,}0 \ \frac{\text{descărcări}}{24}, \text{ respectiv cu}$$

circa 10 % mai mult decît în viitorul apropiat $\left(\frac{92}{84} \times 100\right)$.

Condiția $d_1 \geqslant d_2$ poate fi pusă sub forma a două tabele, din componența cărora se pot deduce condițiile tehnice care trebuie satisfăcute pentru ca această inegalitate să existe.

Capacitatea mașinii de șarjare (d_1), exprimată prin numărul de descărcări pe care le poate efectua în 24 h:

$$d_1 = \frac{24 - c}{m}, \text{ este dată în tabela 3.}$$

Tabela 3

c, h	d_1, buc./24 h pentru m, h; 0,300 h (18 min)	0,284 h (17 min)	0,267 h (16 min)	0,250 h (15 min)
2	$\frac{22}{0,3} = 73,5$	$\frac{22}{0,284} = 77,5$	$\frac{22}{0,267} = 82,5$	$\frac{22}{0,250} = 88,0$
1,5	75,0	79,5	84,5	90,0
1	76,7	81,0	86,0	92,0

Capacitatea bateriei de cocsificare (d_2), exprimată în numărul de cuptoare cocsificate în 24 h:

$$d_2 = \frac{24\,n}{P}, \text{ este dată în tabela 4.}$$

Tabela 4

p, h	d_2, buc./24 h pentru n, buc.: 61	62	63	64	65
17,00	$\frac{24\times 61}{17,00} = 86,0$	$\frac{24\times 62}{17,00} = 87,5$	$\frac{24\times 63}{17,00} = 89$	$\frac{24\times 64}{17,00} = 90$	$\frac{24\times 65}{17,00} = 91,8$
17,50	83,5	85,0	83,5	87,8	89,2
18,00	81,5	82,6	84,0	85,5	86,8
18,50	79,0	80,5	81,6	83,0	84,4
19,00	77,0	78,3	79,5	80,8	82,0
19,50	75,0	76,3	77,5	78,8	80,0
20,00	73,2	74,5	75,6	76,8	78,0

Este evident faptul că relația (3) reprezintă echilibrul dintre capacitatea mașinii și a bateriei, iar cînd m și P tind către limita inferioară, relația amintită definește numărul optim de cuptoare din baterie. Același lucru poate fi stabilit și pe baza comparării valorilor d_1 și d_2 din tabelele 3 și 4, care au avantajul că arată și gradul absolut de utilizare a secției de cocs, respectiv diferența $d_1 - d_2$ în condițiile alese sau impuse.

Astfel, dacă se dispune de o mașină care deservește un cuptor în 16 min (0,267 h), iar gradul de organizare a serviciilor mecanice permite o oprire ciclică de 1,5 h, atunci numărul de cuptoare deservite va fi 84,5 (tabela 3). Din condiția $d_1 \geqslant d_2$ se găsește că dacă se dispune de un cărbune și o lățime de cameră care permit un $P = 18,5$ h, bateria cu 65 camere este capabilă să dea 84,4 camere cocsificate pe zi.

Prin introducerea unor valori intermediare pentru P în tabela 4, condițiile ce trebuie îndeplinite de mașină sau cărbuni pot fi mai nuanțate, permițînd o orientare mai corectă. Trebuie menționat că în domeniul condițiilor limită, micșorarea valorii lui c nu aduce un aport substanțial în stabilirea condițiilor optime de lucru.

La rezultate similare se ajunge și în cazul abordării problemei din alt punct de vedere, anume găsirea limitei optime economice de mărire a numărului de camere la o baterie de cocs cunoscută, de exemplu la bateria cu 56 camere. În acest caz limita optimă economică a măririi se află din condiția fundamentală ca raportul dintre numărul de camere a bateriei mărite față de numărul de camere al bateriei de referință (56 camere/baterie) să fie mai mic (sau egal) decît raportul dintre numărul de descărcări (în 24 h de exemplu) din bateria mărită și cea de referință, adică:

$$\frac{n_{optim}}{56} \leqslant \frac{d_{2\,optim}}{d_2\,(56)} \tag{9}$$

cu condiția ca $d_1 \geqslant d_2$ dau $d_1 - d_2 = \min.$

În relația (9) membrul I reprezintă creșterea efortului de investiții (s-a presupus că investiția în baterie este direct proporțională cu numărul de camere), iar membrul II reprezintă creșterea corespunzătoare a productivității. În aceste condiții, în domeniul verosimil de variație a parametrilor c, m și P, înserate în tabela 2, se obțin (considerînd $n_{optim} = 65$):

$$d_{2\,optim} \geqslant \frac{65}{56} \cdot 72,5$$

$$\left[d_2\,(56) = \frac{56 \times 24}{18,5} = 72,5\ \frac{\text{desc.}}{24\ \text{h}} \right]$$

sau

$$d_{2\,optim} \geqslant 84\ \frac{\text{desc.}}{24\ \text{h}}$$

Această inegalitate, cu condiția ca $d_1 \geqslant d_2$, este satisfăcută conform datelor din tabelele 3 și 4 de condițiile:

$$P = 18,5\ \text{h};\ m = 0,267\ \text{h (16 min)}$$

și $c = 1,5$ h, adică exact condițiile găsite prin aplicarea formulei (3).

Desigur, problema optimizării poate fi extinsă și la un ansamblu de baterii, respectiv la o uzină de o capacitate dată. În acest caz uzina poate să aibă o capacitate egală cu multiplul capacității bateriei optime sau să difere de aceasta, în plus sau în minus, cu o fracțiune din capacitatea acesteia.

Nu este greu de demonstrat că dacă se renunță la ideea cumpărării sau vînzării acestei fracțiuni de capacitate a bateriei optime, bateriile care compun uzina proiectată vor avea un număr de camere mai mic, exprimat de relația:

$$n = \frac{C \cdot P}{24 \times 360\ (N+1)\ g}, \quad \text{buc.,} \tag{10}$$

unde :

C este capacitatea anuală a uzinei, t cocs/an ;

P — perioada de cocsificare, h ;

360 — fondul de timp anual, zile/an ;

24 — fondul de timp zilnic, h/zi ;

N — numărul total de baterii în cazul bateriilor de capacitate optimă, buc. ;

g — capacitatea unitară la o descărcare a camerei, t cocs/cameră.

Într-adevăr, notînd cu z capacitatea zilnică a unei baterii, se obţine :

$$\frac{C}{360} = (N+1)\, z \text{ sau}$$

$$z = \frac{C}{360\,(N+1)} \left(\frac{\text{t}}{\text{zi baterie}}\right) \qquad (11)$$

$$\text{dar, } z = d_2 \times g = \frac{24\, n}{P} \cdot g \left(\frac{\text{t}}{\text{zi baterie}}\right) \qquad (12)$$

sau egalînd expresiile (11) şi (12) se obţine relaţia (10) care satisface relaţia fundamentală (8).

Concluzii

S-a pus la punct o metodă originală de calcul al numărului optim de cuptoare într-o baterie de cocs cu încărcare laterală sau de determinare a condiţiilor optime de exploatare a bateriilor existente. Metoda a fost verificată plecînd şi de la o altă premiză, demonstrîndu-se astfel viabilitatea ei.

Metoda permite stabilirea gradului absolut sau relativ de exploatare a secţiei de cocs.

Metoda aleasă arată că îmbunătăţirile ce se vor aduce în viitor maşinii de şarjare şi cuptoarelor vor duce la sporirea capacităţii bateriilor, fără a afecta numărul optim economic de cuptoare, care se consideră 65 buc./baterie.

Metoda optimizării se poate extinde şi la o treaptă superioară, permiţînd stabilirea numărului de camere la baterii mai mici decît bateria optimă, dacă se doreşte creerea unei unităţi cu o capacitate fixă, dată în prealabil sau rezultată dintr-un bilanţ.

Metoda se poate extinde şi la cazul încărcării în vrac sau la alte producţii similare.

◆

RECENZIE

T. PIWOŃSKI. **ODLEWNICTWO (Turnătoria).**

Warşovia, P.W.S.Z., 1969, 322 pag., 218 fig.

În lucrarea ,,Turnătoria'' T. Piwonski prezintă, pe parcursul a XIV capitole, într-o formă concentrată, principalele probleme ale procesului tehnologic de obţinere a semifabricatelor prin turnare.

În prima parte a lucrării sînt prezentate unele date cu caracter istoric, accentul fiind pus pe problemele referitoare la trecutul turnării metalelor în Polonia.

În continuare (cap. II) sînt tratate materialele de formare şi materialele auxiliare procesului de formare şi miezuire, dîndu-se pe lîngă o clasificare a lor şi unele reţete de pregătire a acestora, încercările la care sînt supuse aceste materiale înainte de utilizare, precum şi aparatura cu care se execută încercările.

În cuprinsul capitolelor IV — VII sînt descrise principalele procedee tehnologice de formare şi miezuire ; aceste capitole sînt bogat ilustrate cu exemple concrete. Poate dacă se renunţa la unele exemple care tratau de fapt aceeaşi problemă în favoarea ilustrării prin schiţe, care să urmărească în cadrul principalelor procedee tehnologice succesiunea operaţiilor, utilitatea acestora pentru înţelegerea fenomenului ar fi fost mai completă.

Problema mecanizării procedeelor de formare şi miezuire este tratată în capitolul VI, doar prin cîteva exemple sumare. Ţinînd cont de tendinţa actuală de mecanizare a procedeelor tehnologice din turnătorie, acestui capitol trebuia să i se rezerve mai mult spaţiu.

Într-un capitol separat (IX) sînt tratate aşa-zisele procedee tehnologice de formare şi turnare speciale, cărora li se acordă, în cuprinsul lucrării, spaţiul şi importanţa cuvenită.

Din cadrul operaţiilor auxiliare procesului de formare — turnare sînt prezentate problemele legate de uscarea miezurilor şi a formelor, asamblarea acestora, turnarea metalului şi dezbaterea pieselor din formă după răcire.

În capitolele următoare (XI—XIV) sînt tratate problemele referitoare la defectele de turnare, transportul în turnătorie, protecţia şi igiena muncii în turnătorie, automatizarea proceselor de formare—turnare. În cadrul acestor capitole , deşi într-o formă concentrată, sînt expuse date suficiente pentru problemele la care se referă.

Analizată, în ansamblu, se poate spune că în lucrare sînt tratate principalele elemente de bază şi auxiliare ale procesului tehnologic de formare—turnare.

Se remarcă faptul, de altfel pozitiv, că o mare parte din probleme sînt expuse sub formă de tabele care sînt accesibile şi pentru cei care nu cunosc limba în care este scrisă cartea.

Modul cum sînt expuse problemele şi mai ales cum sînt ilustrate grafic diversele capitole face ca lucrarea să fie accesibilă atît elevilor din anii superiori ai şcolilor profesionale de specialitate, cît şi maiştrilor şi tehnicienilor care se ocupă cu proiectarea şi aplicarea în practică a proceselor de formare—turnare.

Prof. dr. ing. *V. VULCU*

◆

Consideraţii asupra posibilităţilor de creştere a coeficientului de utilizare a metalului în producţia ţevilor de oţel pentru instalaţii

Ing. M. BLIUC, tehn. I. OLARU
Uzina metalurgică – Iaşi

CZ 669.15–194 :621.774

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LES POSSIBILITÉS D'ACCROISSEMENT DU COEFFICIENT D'UTILISATION DU MÉTAL DANS LA PRODUCTION DES TUBES EN ACIER POUR INSTALLATIONS

On a établi que l'on pouvait obtenier d'importantes économies de métal en utilisant des dimensions optima de tubes pour la confection des moufes, en tenant compte de la calculation à base théorique, ayant des possibilités d'application dans la pratique des surplus minimes d'usinage.

CONSIDERATIONS REGARDING POSSIBILITIES FOR INCREASING METAL UTILISATION INDEX IN MANUFACTURING STEEL TUBES FOR PIPINGS

It was established that important metal savings may be obtained by using optimal size of tubes for sockets, and fixing minimal tooling allowances, estimated theoretically and with possibilities to be applied in practice.

Ţevile din oţel pentru instalaţii sînt utilizate în general pentru transportul de apă, gaz metan şi abur.

Ţevile din oţel carbon sudate longitudinal electric prin presiune se fabrică negre (nezincate) sau zincate, filetate sau nefiletate (ţevi netede).

Ţevile filetate sînt prevăzute la ambele capete cu filet, conform STAS 402-49; ele se livrează cu mufă înşurubată la unul din capete.

Fabricarea mufelor

Mufele de legătură, necesare ţevilor de instalaţii filetate, se fabrică din ţevi din oţel fără sudură (laminate la cald sau la rece). Fabricarea mufelor comportă următoarele operaţii principale: debitarea din ţeavă; alezarea şi filetarea.

Pentru asigurarea necesarului de mufe, în cadrul Uzinei metalurgice — Iaşi sînt prevăzute următoarele utilaje:

— maşini automate pentru retezarea mufelor, cu următoarele caracteristici: diametrul exterior al mufei de retezat, minimum 22 mm; maximum 128 mm; ele sînt prevăzute cu mese de alimentare, care asigură aprovizionarea maşinii cu ţevi brute;

— maşini de alezat şi filetat mufe, prevăzute cu coloane verticale, fiecare coloană cu două capete pentru alezat, respectiv pentru filetat mufe, cu următoarele caracteristici: diametrul mufei minimum 3/8 inci şi maximum 4 inci.

Mufele finite sînt transportate în continuare la maşinile de înşurubat mufe.

Grupa materialelor care se normează pe bază de lungime o constituie materialele livrate în formă de bare, ţevi, mufe pentru ţevi, instalaţii.

În toate cazurile de prelucrare, greutatea semifabricatului obţinut din materialul liniar se calculează în raport cu tehnologia de prelucrare a piesei, după formula:

$$G_s = l \cdot G,$$

unde:

G_s este greutatea semifabricatului;
l — lungimea semifabricatului debitat;
G — greutatea unităţii de lungime a materialului.

În normarea consumului de material apar două categorii principale de pierderi şi anume: pierderi şi deşeuri de materiale care au loc la debitarea mufelor din ţevi pentru mufe; pierderi şi deşeuri de materiale specifice tehnologiei de prelucrare a mufelor (şpan de la alezare şi filetare).

Pe baza acestor pierderi şi deşeuri de materiale, indicele de utilizare calculat din tabela 1 se exprimă astfel:

$$N_c = C_u + \Sigma P_t + \Sigma P_d,$$

unde:

C_u este consumul util de materiale;
ΣP_t — suma pierderilor şi deşeurilor de materiale specifice tehnologiei de prelucrare;
ΣP_d — suma pierderilor şi deşeurilor la debitarea mufelor.

Tabela 1

Diametrul nominal, inci	L minim mufă, mm	Ø exterior țevi mufe, mm	Țevi mufe grosime perete, mm	Mufe finite, kg/buc.	Greutate țevi mufe, kg/m	Mufe debitate, kg/buc.	Pierderi capete țevi la debitare, mm	Rest țevi utilizate, mm	Consum țevi, mm/buc. mufă			Indice de utilizare a oțelului, % $\left(\frac{\text{col. 5}}{\text{col. 6} \times \text{col.12}} \times 100\right)$
									Pierderi toleranță pozitivă la lungime debitare	Capete la debitare mufă	Total consum (col.2 + col.10 + col.11)	
3/8	26	21,5	4	0,040	1,72	0,048	420	6 580	2	2	30	77
1/2	34	27	4,5	0,069	2,49	0,090	424	5 076	2	3	39	71
3/4	36	33,5	5	0,114	3,51	0,137	430	5 070	3	3	42	78
1	43	40,5	5,5	0,205	4,74	0,218	388	5 612	3	3	49	88
1 1/4	48	50	6	0,285	6,51	0,332	380	6 120	3	3	54	81
1 1/2	48	57	7	0,363	8,63	0,440	298	5 202	3	3	54	78
2	56	70	7,5	0,546	11,56	0,694	400	6 600	4	4	64	74
2 1/2	65	86	8	0,823	15,38	1,061	342	5 658	4	4	73	73
3	71	100	8,5	1,137	19,8	1,439	425	6 075	4	5	80	74
4	83	126	9	2,121	25,96	2,259	475	6 525	4	6	93	88

Determinarea consumului de metal pentru țeava de mufe. În vederea stabilirii indicatorului de utilizare a oțelului se vor avea în vedere următoarele (tabela 1): calculul pierderilor la debitarea mufelor; determinarea adaosurilor de prelucrare la alezarea mufelor; determinarea consumului de metal la prelucrarea mecanică a țevilor pentru mufe.

Calculul pierderilor la debitarea mufelor. Din grupa materialelor cu lungimi de fabricație fac parte și țevile livrate la dimensiuni liniare, în forma în care rezultă din procesul de laminare. Lungimile de fabricație nu sînt constante pentru același sortiment de material, putînd varia între anumite limite stabilite conform STAS. Pentru calculul normelor de consum din aceste materiale s-a adoptat ca lungime de calcul lungimea medie a barelor.

Lungimea medie a barelor se determină pe baza formulei:

$$L_m = \frac{l_{max} + l_{min.1}}{2} \cdot K + MK_i,$$

în care:

L_m este lungimea medie a barei;

$l_{max.}$ — lungimea maximă a barei;

$l_{min.1}$ — lungimea minimă a barei;

M — lungimea medie a barelor scurte (bare mai mici decît lungimea minimă $l_{min.1}$);

$$M = \frac{l_{min.1} + l_{min.2}}{2}, \text{ în care } l_{min.2}$$

este lungimea minimă inferioară din grupa barelor scurte;

$K = 1 - K_i$

K_i — coeficientul de corecție pentru barele scurte $\left(K_i = \frac{P}{100}\right.$ unde P este procentul admis al barelor scurte$\left.\right)$.

L u n g i m i l e m e d i i:

Grupa barelor lungi STAS 404 — 67 = 4 — 12,5 m;
STAS 530 — 67 = 1,5 — 9 m;
Grupa barelor scurte = 1 — 2 m;
Procentul barelor scurte = max. 10%;
Lungimea medie = 7 m.

În procesul de prelucrare mecanică a mufelor apar o serie de abateri dimensionale și de formă care depășesc uneori toleranțele admisibile.

Pentru a se putea înlătura abaterile rezultate în urma procesului de prelucrare mecanică se prevede un adaos dimensional care să compenseze mărimea acestor abateri.

Reducerea abaterilor prin procesul de așchiere se face progresiv, ceea ce impune ca prelucrarea să se facă prin mai multe operații sau faze (alezare, filetare în cazul mufelor).

Considerînd toate abaterile posibile de prelucrare, adaosul de prelucrare are următoarea expresie de calcul:

$$2\,A_c = T_p + 2\,(H_p + S_p) + 2\,|\,\overline{q}_p + \overline{\Sigma}_c|$$

pentru adaosuri simetrice. (1)

Îndicele p arată componentele adaosului de prelucrare ce derivă din faza precedentă, iar indicele c indică componentele adaosului de prelucrare introduse de faza considerată.

În relația de calcul a adaosului de prelucrare de mai sus notațiile utilizate reprezintă:

A_c — adaosul de prelucrare pentru faza considerată;

H_p — înălțimea medie a neregularităților obținute la faza precedentă;

S_p — adîncimea stratului superficial degradat, obținut la faza precedentă;

T_p — toleranțe la dimensiunea obținută la faza precedentă;

$\overline{q}_p$ — suma vectorială a abaterilor spațiale rezultate în urma prelucrării la faza precedentă;

Σ_c — suma vectorială a erorilor de bazare și de fixare, eroarea de așezare a fazei considerate.

În cazul de față $q_p > \Sigma_c$, iar suma vectorială devine :

$$|\overline{q}_p + \Sigma_c| \approx 0{,}96\ q_p + 0{,}4\ \Sigma_c \qquad (2)$$

La prelucrarea cu scule flotante (alezoare și tarozi de filetare) abaterile nu pot fi corectate și de aceea termenul S_p se exclude din relația de calcul a adaosului).

Considerînd cazul prelucrării mufelor pe mașinile de alezat și filetat mufe $\Sigma_b = 0$ (eroare de bazare), rezultă $\Sigma_c = \Sigma_f$, unde Σ_f reprezintă eroarea de fixare și se ia conform valorilor din „Îndrumar pentru tehnologia construcțiilor de mașini'' (Ed. didactică).

De asemenea, abaterile spațiale sînt nule, deci $q_p = 0$.

Rezultă formula de care se va ține seamă la calculul adaosului de prelucrare la mufe :

$$2\,A_c = T_p + 2\,H_p + 0{,}8 \cdot \Sigma_c \qquad (3)$$

În tabela 2 se prezintă calculul adaosului de prelucrare ținînd seamă de relațiile de mai sus.

Tabela 2

Diametrul nominal al mufei, inci	T_p, mm	H_p, mm	Σf	Adaosul de prelucrare la alezare 2 A_c, mm
3/8	0,6	0,150	0,07	0,956
1/2	0,6	0,150	0,07	0,956
3/4	0,8	0,150	0,07	0,956
1	0,8	0,150	0,07	0,956
1 1/4	0,8	0,150	0,08	1,164
1 1/2	1,14	0,150	0,08	1,504
2	1,4	0,150	0,08	1,764
2 1/2	1,7	0,150	0,08	2,064
3	2	0,150	0,08	2,364
4	2,52	0,150	0,1	2,90

Obs.: $\Sigma_f = 0{,}8\ \Sigma_c$

Calculul consumului de metal la prelucrările mecanice ale țevilor pentru mufe. Consumul de metal corespunzător se exprimă :

$$G_s = C_u + \Sigma P_p,$$

în care :

G_s este greutatea semifabricatului ;
C_u — consumul util (greutatea piesei finite) ;
ΣP_p — suma pierderilor la prelucrări mecanice

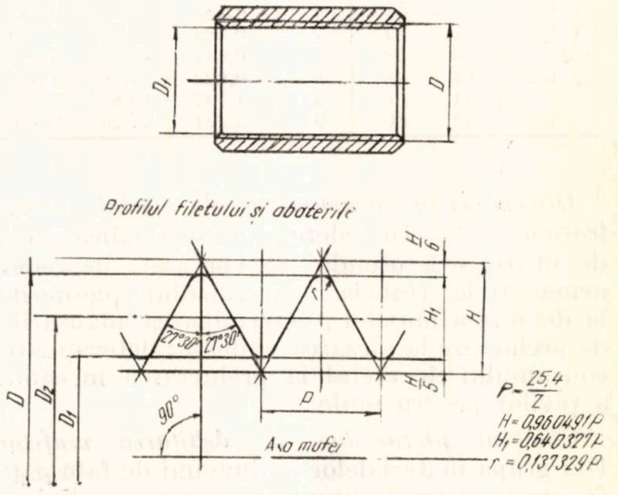


Fig. 1. Mufă pentru țevi.

Deșeurile rezultate din adaosurile de prelucrare și din surplusul de materiale reprezintă stratul de material care trebuie îndepărtat sub formă de așchii pentru a se asigura precizia dimensională și calitatea necesară. Reducerea acestor deșeuri se realizează prin alegerea corectă a dimensiunilor semifabricatului și a procedeelor de prelucrare care trebuie să ducă la micșorarea diferenței dintre greutatea brută și greutatea netă a piesei.

În tabelele 3 și 4 se prezintă calculul corect și determinarea dimensiunilor optime ale mufelor (fig. 1), respectiv ale țevilor utilizate la fabricarea mufelor pentru țevile de instalații.

Tabela 3

Diametrul nominal, inci	Diametrele filetului, mm			Abaterile la diametru, mm	Diametrul interior al mufelor finite, mm	
	Exterior D	Mediu D_2	Interior D_1		D_1 maxim	D_1 minim
3/8	16,662	15,806	14,950	±0,104	15,054	14,846
1/2	20,955	19,793	18,631	±0,142	18,773	18,489
3/4	26,441	25,279	24,117	±0,142	24,259	23,975
1	33,249	31,770	30,291	±0,180	30,471	30,111
1 1/4	41,910	40,431	38,952	±0,180	39,132	38,772
1 1/2	47,803	46,324	44,845	±0,180	45,025	44,665
2	59,614	58,135	56,656	±0,180	56,836	56,476
2 1/2	75,184	73,705	72,226	±0,217	72,443	72,009
3	87,884	86,405	84,926	±0,217	85,143	84,709
4	113,03	111,551	110,072	±0,217	110,289	109,855

Obs.: D_1 maxim = $D_1 + T$;
D_1 minim = $D_1 - T$.

Tabela 4

Diametrul nominal al mufei, inci	D_1 min, mm	Adaosul de prelucrare 2 A_C, mm	$D_{interior}$ al țevii pentru mufe, mm	Toleranța la $D_{interior}$, mm	Diametrul interior al țevii, mm		$D_{exterior}$ minim al mufei, mm	Dimensiunile optime pentru țevi și mufe, mm
					maxim	minim		
3/8	14,846	0,956	13,890	±0,3	14,19	13,590	21,5	21,5×4(13,5)
1/2	18,489	0,956	17,533	±0,3	17,833	17,233	27	27×4,5(18)
3/4	23,975	0,956	23,019	±0,4	23,419	22,619	33,5	33,5×5(23,5)
1	30,111	0,956	29,155	±0,4	29,555	28,755	40,5	40,5×5,5(29,5)
1 1/4	38,772	1,164	37,608	±0,4	38,008	37,208	50	50×6(38)
1 1/2	44,665	1,504	43,161	±0,4	43,561	42,761	57	57×7(43)
2	56,476	1,764	54,712	±0,44	55,152	54,272	70	70×7,5(55)
2 1/2	72,009	2,064	69,945	±0,56	70,505	69,385	86	86×8(70)
3	84,709	2,364	82,345	±0,66	83,005	81,685	100	100×8,5(83)
4	109,855	2,900	106,955	±0,86	107,815	106,095	126	126×9(108)

Obs.: Se va utiliza relația: $D_{interior}$ a țevii pentru mufe $= D_{1\,min} - 2\,A_C$.

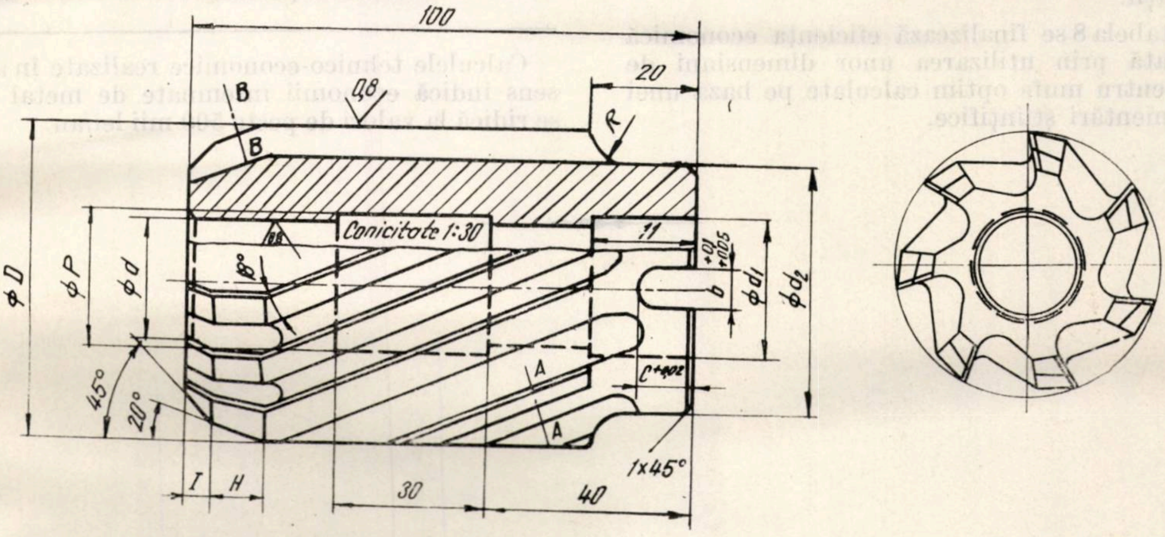


Fig. 2. Alezor.

Tabela 5

Diametrul alezorului D, inci	Diametrul de alezat, mm
3/8	15 ±0,02
1/2	18,71±0,02
3/4	24,2 ±0,02
1	30,38±0,02
1 1/4	39,04±0,02
1 1/2	44,93±0,02
2	56,74±0,025
2 1/2	72,36±0,025
3	85,06±0,025
4	110,2±0,025

În tabela 5 se prezintă dimensiunile sculelor tehnologice optime pentru alezarea mufelor la interior, operație premergătoare filetării mufelor.

Tabela 6

Diametrul nominal		Diametrul exterior al țevii pentru mufe, mm	Diametrul interior al țevii pentru mufe, mm	Masa teoretică a țevii pentru mufe, kg/m	Grosimea de perete a țevii pentru mufe mm
inci	mm				
3/8	10	22	13	1,97	4,5
1/2	15	27	16,5	2,82	5,25
3/4	20	33,5	22	3,96	5,75
1	25	40,5	28	5,30	6,25
1 1/4	32	50	37	7,00	6,5
1 1/2	40	57	42,5	8,9	7,25
2	50	70	53,5	12,7	8,25
2 1/2	65	86	69	16,3	8,5
3	80	100	82	20,2	9,0
4	100	128	107	30	10,5

Tabela 7

Diametrul nominal, inci	Dimensiunile mufei			
	Diametrul exterior, mm	Lungimea L, mm	Abaterile limită la lungime, mm	Masa teoretică a mufei finite, kg/buc.
3/8	22	30	±2	0,043
1/2	27	35	±3	0,073
3/4	33,5	40	±3	0,120
1	40,5	50	±3	0,214
1 1/4	50	55	±4	0,294
1 1/2	57	55	±4	0,374
2	70	60	±4	0,562
2 1/2	86	70	±4	0,848
3	100	75	±4	1,172
4	128	90	±6	2,186

În tabelele 6 şi 7 se prezintă dimensiunile proiectate în tehnologia de fabricaţie pentru ţevile de mufă, respectiv pentru mufele de instalaţii.

În tabela 8 se finalizează eficienţa economică rezultată prin utilizarea unor dimensiuni de ţevi pentru mufe optim calculate pe baza unei fundamentări ştiinţifice.

Tabela 8

Diametrul nominal, inci	Creşterea indicelui de utilizare prin dimensiuni optime de ţevi pentru mufe, %	Reducerea consumului de oţel, prin : dimensiuni optime, kg/t	
		la ţevi pentru mufe	la mufe pentru instalaţii
3/8	de la 68 la 77	165	75
1/2	de la 71 la 71	—	60
3/4	de la 78 la 78	—	53
1	de la 80 la 88	45	44
1 1/4	de la 76 la 81	79	31
1 1/2	de la 73 la 78	85	30
2	de la 74 la 74	—	30
2 1/2	de la 73 la 73	—	30
3	de la 72 la 74	33	30
4	de la 78 la 88	156	30
Medie	de la 76 la 79	30	35
Anual rezultă în medie un total de 110 t metal economic, repartizat :		50 t	60 t

Calculele tehnico-economice realizate în acest sens indică economii însemnate de metal care se ridică la valori de peste 500 mii lei/an.

◆

RECENZIE

Makuşov E. M., Matusevici A. S., Severdenko V. P. şi Segal V. M. TEORETICESKIE OSNOVÎ KOVKI I GOREACEI OBEOMNÎI ŞTAMPOVKI (Bazele teoretice ale forjării şi matriţării).

Minsk, Ed ştiinţifică şi tehnică, 1968, 408 pag., 17 tab., 116 fig. şi 165 ref. bibliografice.

Lucrarea recenzată se adresează inginerilor care se ocupă cu prelucrarea metalelor prin presiune şi îndeosebi a celor ce lucrează în şi pentru secţiile de forje. Problemele de bază analizate în cele nouă capitole ale lucrării sînt : starea de tensiune şi de deformaţie în focarul de deformare şi în zonele de trecere, cîmpul liniilor de curgere, deformarea plană, geometria simplificată a liniilor de curgere, condiţiile de frecare şi de contact la prelucrarea metalelor prin presiune ş. a.

Aprofundîndu-se problema stării de tensiune şi de deformaţie în focarul de deformare şi în zonele de trecere, se propune o nouă metodă de rezolvare, pe cale analitică, a cîmpului liniilor de alunecare prin folosirea epruvetelor din materiale duroplastice ideale. Pe lîngă metodele analitice de calcul, în lucrare sînt folosite şi metode simplificate de calcul dar care sînt bazate tot pe mecanismul dezvoltării deformării plastice după liniile de curgere.

O atenţie deosebită se acordă şi condiţiilor de frecare exterioară la prelucrarea metalelor prin presiune. Pe baza analizei rezultatelor obţinute la deformarea plastică în condiţii de frecare exterioară diferită s-a dedus dependenţa exponenţială a forţelor de frecare exterioară în funcţie de presiunea normală şi s-au introdus noţiunile de coeficient de frecare exterioară : real, convenţional şi calculat.

Deşi lucrarea este deosebit de valoroasă, înscriindu-se printre lucrările ce nu trebuie să lipsească din biblioteca inginerilor şi cercetătorilor care se ocupă cu deformarea plastică a metalelor şi aliajelor, considerăm că meritul său ar fi fost mai mare dacă pentru studierea stărilor de tensiune şi de deformaţie pe lîngă metoda liniilor de curgere s-ar fi folosit pe scară mai largă şi alte metode.

Dr. ing. *V. I. POPESCU*

◆

Metode pentru determinarea presiunii specifice medii la laminarea la rece

Ing. GH. M. POPESCU
Institutul pentru proiectări de laminoare

CZ 621. 77.016. 3 : 669 – 98

Printre factorii cei mai importanţi ce condiţionează direct mărimea tracţiunilor, a forţei de laminare, a vitezei de lucru etc. şi, prin acestea, a caracteristicilor constructive şi funcţionale ale cilindrilor, lagărelor, portlagărelor şi ansamblului cajei de laminare la rece, se enumeră : lungimea arcului de contact şi presiunea specifică.

Într-un material anterior* s-au expus metodele pentru determinarea lungimii arcului de contact, urmînd ca în materialul de faţă să se dea, pe scurt, formulele mai importante de calcul şi nomogramele stabilite de mai mulţi cercetători pentru determinarea cît mai reală a presiunii specifice medii.

Cu aceste două valori determinate, mărimea forţei de laminare rezultă cu uşurinţă, prin aplicarea formulei :

$$P = b_m \cdot l_c' \cdot p_m, \tag{a}$$

în care :

P este forţa de laminare, kgf sau tf ;
b_m — lăţimea medie a laminatului, mm ;
l_c' — lungimea arcului de contact, mm ;
p_m — presiunea specifică medie, kgf/mm².

Metode şi formule de calcul pentru determinarea presiunii specifice medii p_m

Presiunea specifică medie se calculează pornindu-se de la egalitatea de echilibru a volumului elementar de metal aflat în zona de deformare (fig. 1), respectiv :

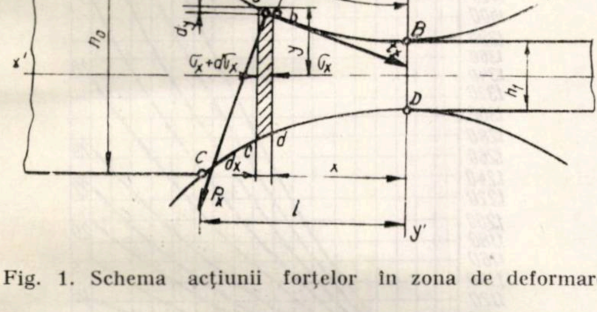


Fig. 1. Schema acţiunii forţelor în zona de deformare:

$$\Sigma x = 2(\sigma_x + d\sigma_x)(y + dy) - 2\sigma_x y - 2p_x \, tg\varphi_x \, dx \pm 2t_x \, dx = 0 \tag{1}$$

în care :

σ_x este efortul unitar mediu normal de compresiune ;
p_x — presiunea specifică a metalului asupra cilindrilor ;
t_x — efortul unitar tangenţial, datorat frecării dintre laminat şi cilindri ;
φ_x — unghiul dintre tangenta la arcul ab şi planul orizontal.

Se neglijează infiniţii mici, se aplică înlocuirile rezultate din condiţiile geometrice şi, respectiv, din ecuaţia plasticităţii, dedusă pe baza celei de-a patra ipoteze a stării de tensiune minimă, şi anume :

$$tg\varphi_x = \frac{dy}{dx}; \ \sigma_1 - \sigma_3 \simeq 1,15 \, K_f,$$

în care K_f este limita de curgere sau rezistenţa deformării plastice la întindere simplă.

Se admite, în continuare, că tensiunile principale din suprafaţa elementară analizată sînt tensiunile verticale şi orizontale σ_1 şi σ_3, de unde :

$$\sigma_1 = \left(p_x \frac{dx}{\cos\varphi_x} \cos\varphi_x \pm t_x \frac{dx}{\cos\varphi_x} \sin\varphi_x\right) \frac{1}{dx}; \tag{1'}$$

prin neglijarea termenului al doilea din paranteză ca neînsemnat în comparaţie cu primul termen, rezultă :

$$\sigma_1 = p_x; \ \sigma_3 = \sigma_x,$$

iar :

$$1,15 \, K_f = \sigma_1 - \sigma_3 = p_x - \sigma_x$$

Înlocuind în relaţia (1), se obţine :

$$\frac{d(p_x - K)}{dx} - \frac{1,15K_f}{y} \frac{dy}{dx} \pm \frac{tx}{y} = 0 \tag{1''}$$

Constantele care se obţin prin rezolvarea acestor ecuaţii se determină din condiţiile iniţiale luate, pentru simplificare, în punctele A şi B. În cazul laminării benzilor la rece, laminatul este supus, în general, întinderii (tracţiunii) atît la intrarea între cilindri, cît şi la ieşirea dintre cilindri. Dacă se notează cu σ_0 tensiunea provocată de laminat, la intrare, pentru $x = l$, şi cu σ_1 tensiunea la ieşire, pentru $x = 0$, relaţia $\sigma_x = p_x - 1,15 \ K_f$ devine :

$$p_0 = 1,15 \, K_f - \sigma_0 \text{ (în punctul } A\text{)};$$
$$p_1 = 1,15 \, K_f - \sigma_1 \text{ (în punctul } B\text{)}$$

În acest caz şi considerînd K_f constantă pe toată lungimea arcului de contact, relaţia $\sigma_x = p_x - 1,15 \ K_f$ se poate scrie : $d\sigma_x = dp_x$, iar ecuaţia diferenţială (1'') va lua forma generală :

$$\frac{dp_x}{dx} - \frac{K}{y} \frac{dy}{dx} \pm \frac{tx}{y} = 0 \tag{1'''}$$

S-a notat $K = 1,15 \ K_f$.

Interpretarea pur matematică a fenomenului dat în formula (1''') nu este concludentă deoarece intervin o serie de factori necuprinşi în această relaţie ca, de exemplu :

— valoarea limitei de curgere în focarul de deformare ;

— variaţia forţelor de frecare, funcţie de natura lubrifiantului şi de viteza de laminare ;

— deplasarea elementului dx din zona de întîrziere în zona de avans şi trecerea prin zona neutră cu o continuă modificare a tensiunilor unitare ;

— starea de ecruisare, datorită trecerilor de laminare anterioare (reducerea în %) şi altele.

Din aceste motive, pentru determinarea presiunii specifice la laminarea la rece, s-a încercat stabilirea de formule sau nomograme de calcul ajutătoare, care să îmbine bazele teoretice cu cercetările practice pe laminoare în funcţiune sau pe machete de laborator. Formulele poartă denumirea celor ce le-au emis şi sînt în principal următoarele :

---

* Revista Metalurgia nr. 2, 1970, pag. 120.

Formulele lui Țelikov

Formulele lui Țelikov se împart în două grupe : cu neglijarea sau cu luarea în considerare a eforturilor de întindere (tracțiunea în bandă) exercitate asupra laminatului.

Formula Țelikov care nu ține seamă de eforturile de întindere în banda supusă laminării (în cazul laminării la rece sau dresării în table) :

$$p_m = K \frac{2h_1}{\Delta h\,(\delta-1)} \left[\frac{1+\sqrt{1+(\delta^2-1)\left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta}}}{\delta+1}\right]^{\frac{1}{\delta}} \left\{\left[\frac{1+\sqrt{1+(\delta^2-1)\left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta}}}{\delta+1}\right]-1\right\} \quad (2)$$

în care :

p_m este presiunea specifică medie, kgf/mm^2;

K = 1,15 $\sigma_{0,2}$ kgf/mm^2 (limita de curgere);*

$\delta = \mu\sqrt{\frac{2D}{\Delta h}} = \frac{2\mu l_c}{\Delta h}$;

l_c — lungimea teoretică a arcului de contact, mm;

μ — coeficientul de frecare (laminat-cilindri);

h_0 — grosimea laminatului la intrare, mm;

h_1 — grosimea laminatului la ieșire, mm;

Δh = $h_0 - h_1$ (reducerea absolută), mm.

Și dacă în relația (2) se face raportul $\frac{p_m}{K} = \frac{p_m}{1{,}15\ \sigma_{0.2}}$, se obține :

$$\frac{p_m}{1{,}15\ \sigma_{0.2}} = \frac{2\,h_1}{\Delta h\ (\delta-1)} \left[\frac{1+\sqrt{1+(\delta^2-1)\left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta}}}{\delta+1}\right]^{\frac{1}{\delta}} \left\{\left[\frac{1+\sqrt{1+(\delta^2-1)\left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta}}}{\delta+1}\right]-1\right\} \quad (2')$$

Pentru simplificarea calculelor se folosesc diagramele din figurile 2, *a* și 2, *b* care indică direct valorile raportului $\frac{p_m}{1{,}15\ \sigma_{0,2}}$, funcție de δ și de reducerea relativă procentuală $r\% = 100\frac{\Delta h}{h_0}$.

Formulele Țelikov care țin seamă de eforturile de întindere (tracțiunea în bandă)

Se grupează după două ipoteze :

a) Formula Țelikov, cu tracțiune în laminat dar cu neglijarea neuniformității deformării plastice în focarul de deformare. În acest caz se studiază fiecare zonă astfel :

— în zona de întîrziere

$$p_x = \frac{K_0}{\delta}\left[(\xi_0\,\delta-1)\left(\frac{h_0}{h_x}\right)^{\delta}+1\right] \quad (3)$$

— în zona de avans

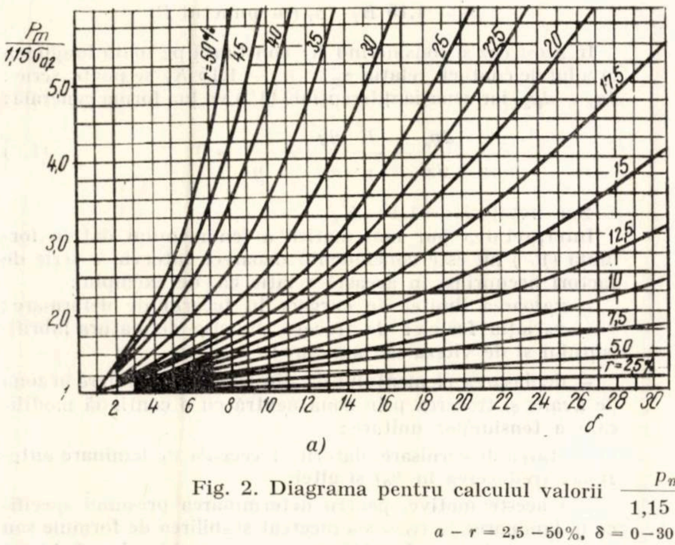
$$p_x = \frac{K_1}{\delta}\left[(\xi_1\,\delta+1)\left(\frac{h_x}{h_1}\right)^{\delta}-1\right] \quad (4)$$

în care :

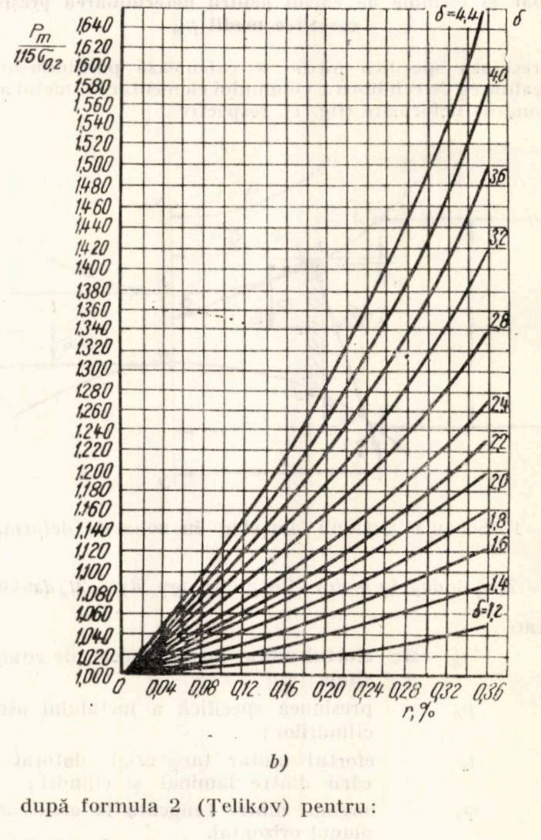
h_x este grosimea după laminare, corespunzătoare presiunii specifice p_x, mm;

$\delta = \frac{2\,\mu\,l_c}{\Delta\,h}$ (a se vedea și formula (2));

$\xi_0 = 1 - \frac{\tau_0}{K_0}$ și $\xi_1 = 1 - \frac{\tau_1}{K_1}$;



a)



b)

Fig. 2. Diagrama pentru calculul valorii $\frac{p_m}{1{,}15\ \sigma_{0,2}}$ după formula 2 (Țelikov) pentru:

a – r = 2,5 –50%, δ = 0–30; *b*–r = 0–36%, δ = 1,2–4,4

---

* $\sigma_{0,2}$ = limita de curgere determinată la alungirea de 0,2% utilizată drept limită de etirare (subțiere) în lipsa unei limite naturale de curgere; se măsoară cu un aparat cu raportul de transformare 50 (Instrument Kennedy) – Hütte, ed. 1949, pag. 744.

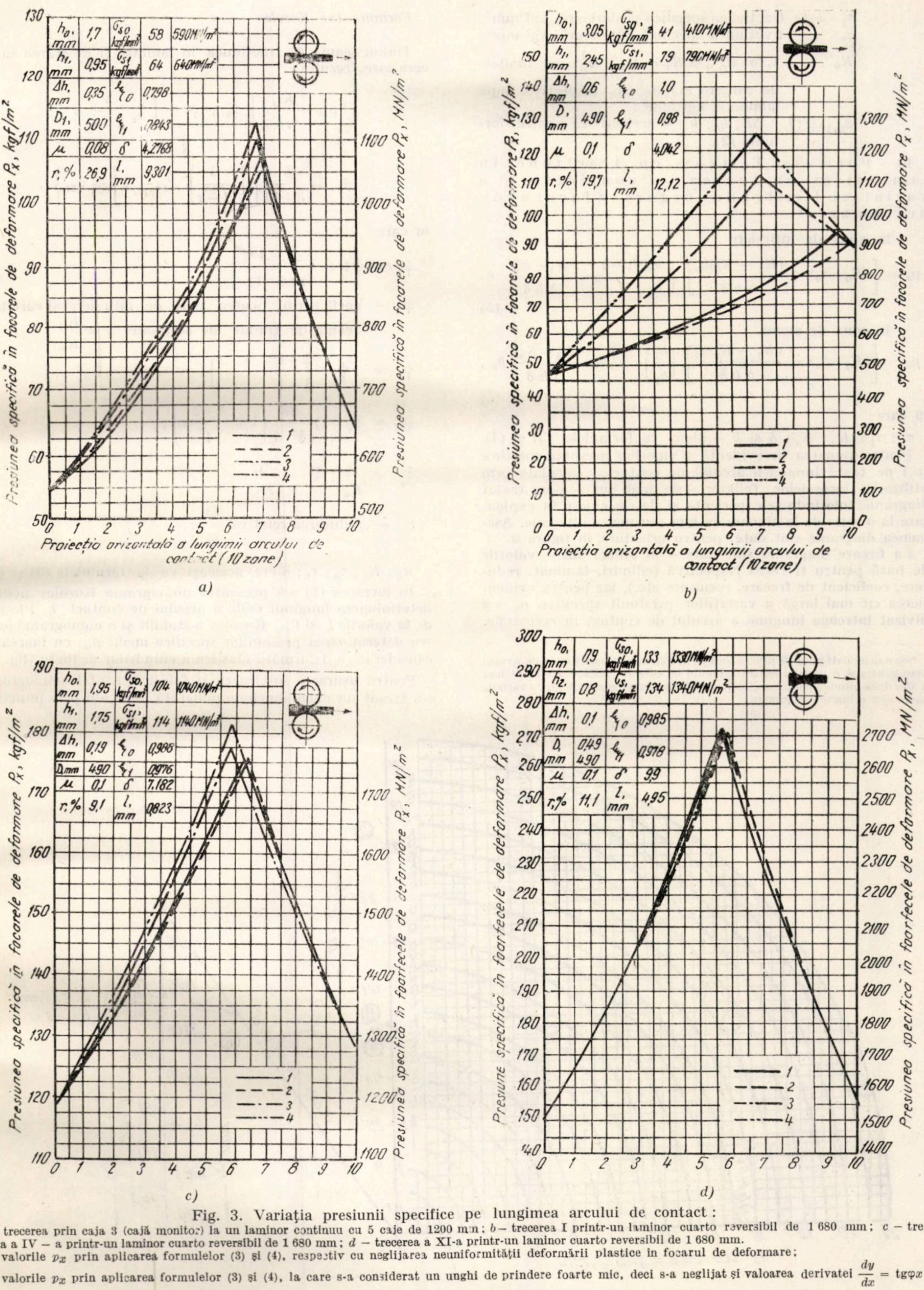


Fig. 3. Variaţia presiunii specifice pe lungimea arcului de contact:

a – trecerea prin caja 3 (cajă monitor) la un laminor continuu cu 5 caje de 1200 mm; *b* – trecerea I printr-un laminor cuarto reversibil de 1 680 mm; *c* – trecerea a IV – a printr-un laminor cuarto reversibil de 1 680 mm; *d* – trecerea a XI-a printr-un laminor cuarto reversibil de 1 680 mm.

1 – valorile p_x prin aplicarea formulelor (3) şi (4), respectiv cu neglijarea neuniformităţii deformării plastice in focarul de deformare;

2 – valorile p_x prin aplicarea formulelor (3) şi (4), la care s-a considerat un unghi de prindere foarte mic, deci s-a neglijat şi valoarea derivatei $\frac{dy}{dx} = \text{tg}\varphi x$;

3 – valorile p_x prin aplicarea formulelor (5) şi (6) cu luarea în considerare a unei variaţii liniare a limitei de curgere în focarul de deformare;

4 – valorile p_x prin aplicarea formulelor (5) şi (6) dar cu variaţia parabolică a limitei de curgere.

τ_1 este tracţiunea specifică posterioară, kgf/mm²;

τ_0 — tracţiunea specifică anterioară, kgf/mm²;

K_0 — $1{,}15\ \sigma^0_{0,2}$ şi $K_1 = 1{,}15\ \sigma^1_{0,2}$ = limitele de curgere înainte şi, respectiv, după laminare, kgf/mm²;

$\sigma_{0,2}$; μ; l_c; Δh; h_0; h_1 — aceleaşi ca pentru formula (2).

b) — Formula Ţelikov cu tracţiune în laminat şi cu luarea în considerare a variaţiei limitei de curgere în focarul de deformare.*

— în zona de întîrziere

$$p_x = \left[(K_0-\tau_0) + \frac{(K_1-K_0)h_0}{\Delta h\,\delta}\right]\left(\frac{h_x}{h_0}\right)^{1-\delta} - \frac{K_1-K_0}{\Delta h\,\delta}\ h_x \tag{5}$$

— în zona de avans

$$p_x = \left[(K_1-\tau_1) - \frac{(K_1-K_0)h_1}{\Delta h\,\delta}\right]\left(\frac{h_x}{h_1}\right)^{1+\delta} + \frac{(K_1-K_0)}{\Delta h\,\delta}\,h_x, \tag{6}$$

în care:

τ_0; τ_1; K_0; K_1; δ şi h — idem cu formulele (3) şi (4).

Pentru punerea în evidenţă a valorilor presiunii specifice (p_x) pe toată lungimea arcului de contact, calculate prin utilizarea formulelor Ţelikov — de mai sus — s-au trasat diagrame, folosindu-se experienţa şi datele culese în exploatare la o serie de laminoare cu una sau mai multe caje. Asemenea diagrame sînt date, pentru orientare, în figura 3.

La fiecare diagramă sînt date — în stînga sus — valorile de bază pentru trecerea respectivă (cilindri, laminat, reducere, coeficient de frecare, ecruisare etc.), iar pentru evidenţierea cît mai largă a variaţiilor presiunii specifice p_x s-a divizat întreaga lungime a arcului de contact în zece zone.

Formula lui Korolev

Ţinînd seamă de tracţiunea în laminat şi de starea sa de ecruisare, rezultă:

$$p_m = \frac{K_0}{r\delta}\left\{\left[\psi_0 + \psi_1 - \left(\xi'_0\frac{\delta}{\delta-1} + \xi'_1\frac{\delta}{\delta+1}\right)\right]\left[\left(\frac{1}{1-r}\right)^{\frac{\delta-1}{\delta}} - 1\right] + \psi_{01}\right\}, \tag{7}$$

în care:

ψ_0 este $\left[1 + \frac{\psi-1}{r(\delta-1)}\right]$;

ψ — coeficientul pentru zona de întîrziere şi care ţine seamă de gradul de ecruisare, $\psi = \frac{K_1}{K_0}$;

$\psi_1 = \left(\psi - \frac{\psi-1}{\delta-1}\cdot\frac{1-r}{r}\right)$;

$\psi_{01} = (\psi-1)\,\frac{2\delta}{\delta^2-1}\left(1 + \frac{\delta+2}{4}\,r\right)$;

$\xi'_0 = \frac{\tau_0}{K_0}$; $\xi'_1 = \frac{\tau_1}{K_1}$;

r — reducerea relativă $\frac{\Delta h}{h_0}$;

K_0; K_1; τ_0; τ_1; δ etc. aceleaşi ca la formulele (3) şi (4)

În lucrarea (1) s-a prezentat nomograma Korolev pentru determinarea lungimii reale a arcului de contact l_c. Plecînd de la valorile l_c şi l'_c, Korolev a stabilit şi o nomogramă pentru determinarea presiunilor specifice medii p_m, cu luarea în considerare a deformării elastice a cilindrilor de lucru (fig. 4).

Pentru uşurarea înţelegerii şi folosirii acestei nomograme s-a trasat un exemplu (linia punctată, marcată prin punctele

---

* Se dau numai formulele pentru zona de întîrziere şi respectiv zona de avans, considerîndu-se o variaţie liniară a limitei de curgere. Ţelikov a stabilit însă şi alte două formule pentru aceleaşi condiţii, dar luînd în considerare o variaţie parabolică a limitei de curgere.

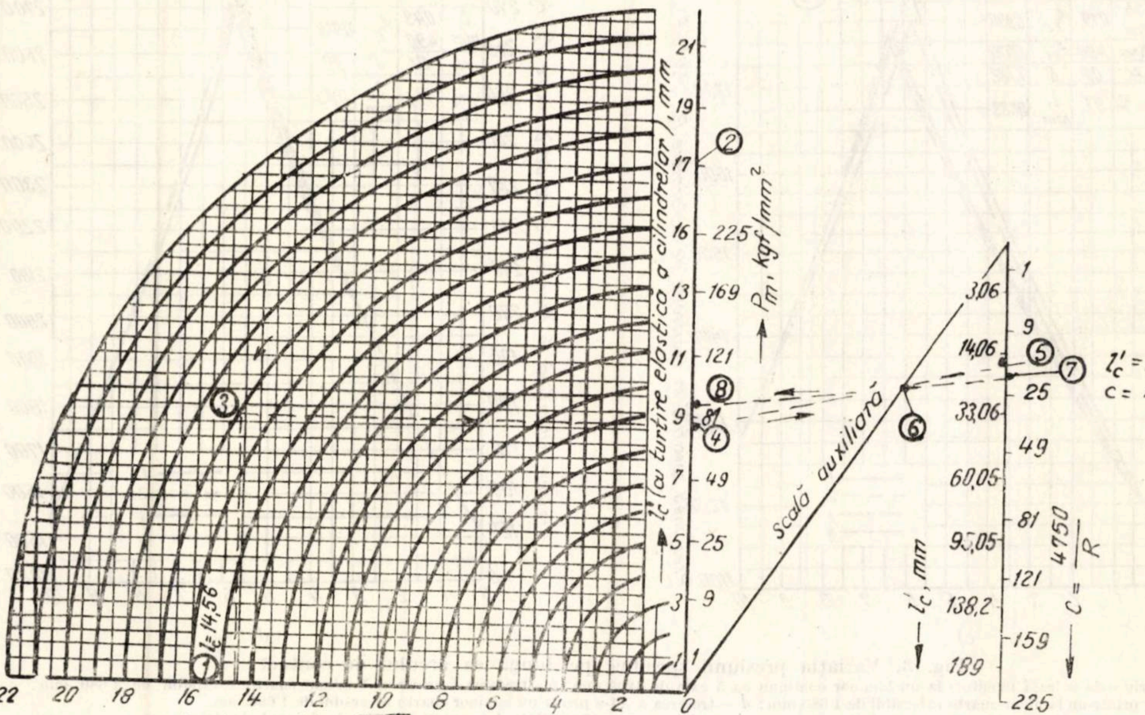


Fig. 4. Nomograma Korolev pentru determinarea presiunii specifice p_m funcţie de l_c şi l'_c.

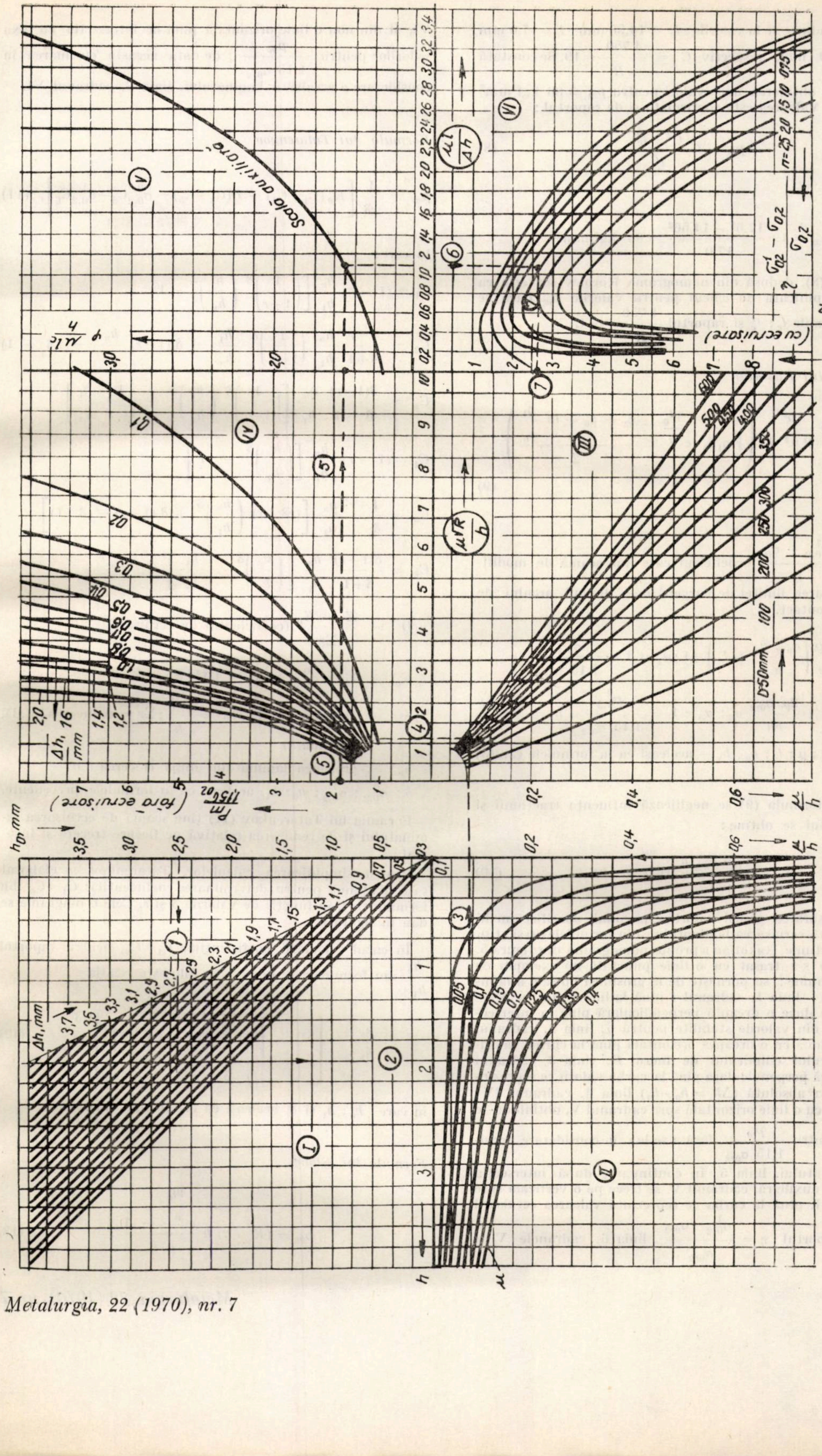


Fig. 5. Nomograma Rakotian pentru determinarea presiunii specifice p_m cu şi fără ecruisare.

1–8), plecîndu-se de la valorile : $l_c = 14{,}56$ mm ; $l'_c = 17{,}0$ mm și $R = 250$ mm, respectiv $C = \frac{4\,750}{R} = 19$. Se constată în punctul 8 obținerea unei valori pentru $p_m = 86$ kgf/mm² (punctul 8). Valoarea este confirmată și de raportul :

$$p_m = C\,\frac{l'^2_c - l^2_c}{l'_c} \qquad (8)$$

respectiv.

$$p_m = 19\,\frac{17{,}0^2 - 14{,}56^2}{17{,}0} = 86 \text{ kgf/mm}^2$$

Formula (8), dedusă din nomograma Korolev, servește ca metodă simplificată de calcul pentru valorile p_m dacă se cunosc mărimile l_c ; l'_c și raportul $\frac{4\,750}{R} = C$.

Formula lui Rakotian

$$p_m = 1{,}15\; b\,\frac{h^2}{2\,\mu^2\; l_c}\left(\sqrt{\rho_1\rho_0}\; e^{\frac{\mu l_c}{h}} - \frac{\rho_1 + \rho_0 + ln\,\frac{\rho_1}{\rho_0}}{2}\right), \qquad (9)$$

în care :

b este $\frac{\sigma^1_{0,2} + \sigma_{0,2}}{l_c}$, coeficient care ține seamă de modificarea limitei de curgere de-a lungul arcului de contact.

$$\rho_1 = \frac{2\mu}{h}\left(\frac{\sigma_{0,2}\;\alpha_1}{b} + l_c\right) - 1\,;\; \alpha_1 = 1 - \frac{\sigma_{0,2}}{1{,}15\;\sigma_{0,2}}$$

$$\rho_0 = 1 + \frac{2\mu\;\sigma_{0,2}}{bh}\,\alpha_0\,;\; \alpha_0 = 1 - \frac{\sigma^0_{0,2}}{1{,}15\;\sigma_{0,2}}\;;\; h = \frac{h_0 - h_1}{2}$$

$\sigma^0_{0,2}$; $\sigma^1_{0,2}$; μ ; l_c ; h_0 ; h_1 – aceleași ca la formulele (2), (3) și (4).

Dacă în formula (9) se neglijează influența tracțiunii și a ecruisajului se obține :

$$p_m = \frac{1{,}15\;\sigma_{0,2}\,h}{\mu\;l_c}\left(e^{\frac{\mu l_c}{h}} - 1\right) \qquad (10)$$

Pentru ușurarea găsirii valorilor presiunii specifice medii p_m, cu și fără ecruisarea laminatului, din formulele (9) și (10), dar fără tracțiune, Rakotian a propus nomograma din figura 5. În figura 5 s-a trasat cu o linie punctată un exemplu de calcul și anume : se pornește de la grosimea inițială a laminatului (h_0) – linia 1, cadranul I pînă la intersecția cu $\Delta h = h_0 - h_1$, se duce o dreaptă perpendiculară pînă la intersecția cu una din valorile stabilite pentru μ, linia 2, cadranul II ; se continuă cu o dreaptă orizontală pînă la curba valorilor diametrului cilindrului de lucru D, linia 3, cadranul III ; se ridică perpendiculara pînă la curba valorii ce reprezintă reducerea absolută ($\Delta h = h_0 - h_1$) linia 4, cadranul IV ; se continuă cu o linie orizontală spre cadranul V, obținîndu-se valoarea pentru $\frac{p_m}{1{,}15\;\sigma_{0,2}}$ fără a se lua în considerare ecruisarea laminatului, linia 5. În continuare, după intersecția cu o curbă auxiliară, cadranul V, se trece pe o verticală spre cadranul VI, pînă la curba ce reprezintă valoarea ecruisării dată de raportul $\eta = \frac{\sigma^1_{0,2} - \sigma_{0,2}}{\sigma_{0,2}}$, linia 6, cadranele V și VI, și din nou o linie orizontală pînă la intersecția cu axa valorilor pentru $\frac{p_m}{1{,}15\;\sigma_{0,2}}$, de data aceasta cu luarea în considerare a ecruisării laminatului, linia 7, cadranul VI.

Formula lui Tatarenkov

$$p_m = \frac{1}{r\delta}\left[K_0\,(C_1 + C_4) + D(C_2 + C_5) - \sigma^0_{0,2}C_3 - \sigma^1_{0,2}C_6\right], \qquad (11)$$

în care:

$$C_1 = (1 - r)\,\frac{h_n}{h_1}\left[\left(\frac{1}{1-r}\right)^{\delta}\left(\frac{h_1}{h_n}\right)^{\delta} - 1\right]$$

$$C_2 = \frac{1-r}{\delta+1}\,\frac{h_n}{h_1}\left(\frac{1}{1-r}\right)^{\delta}\frac{h_1}{h_n} + \delta\,(1-r)\,\frac{h_n}{h_1} - (\delta + 1)$$

$$C_3 = \frac{\delta(1-r)}{\delta + 1}\,\frac{h_n}{h_1}\left[\left(\frac{1}{1-r}\right)^{\delta}\left(\frac{h_1}{h_n}\right)^{\delta} - \frac{1}{1-r}\,\frac{h_1}{h_n}\right]$$

$$C_4 = (1 - r)\,\frac{h_n}{h_1}\left[\left(\frac{h_n}{h_1}\right)^{\delta} - 1\right]$$

$$C_5 = \frac{1-r}{\delta-1}\,\frac{h_n}{h_1}\left[(r\delta - 1)\left(\frac{h_n}{h_1}\right)^{\delta} + \delta\,(1-r) - (\delta - 1)\right]$$

$$C_6 = \frac{\delta(1-r)}{\delta+1}\,\frac{h_n}{h_1}\left[\left(\frac{h_n}{h_1}\right)^{\delta} - \frac{h_1}{h_n}\right]$$

$D = \frac{K_1 - K_0}{\Sigma r}$ (coeficientul de ecruisare)

$K_0 = 1{,}15\;\sigma^0_{0,2}$ și $K_1 = 1{,}15\;\sigma^1_{0,2}$

r = reducerea relativă $= \frac{\Delta h}{h}$; Σr = reducerea totală. (însumată)

h_n = grosimea laminatului după trecerea „n"

δ ; $\sigma^0_{0,2}$; $\sigma^1_{0,2}$; h_0 ; h_1, aceleași ca în formulele precedente.

Formula lui Tatarenkov (11) ține seamă de ecruisarea laminatului și de reducerea relativă pe fiecare trecere și însumată.

Pentru simplificarea calculelor, Tatarenkov a elaborat șase diagrame pentru determinarea coeficienților $C_1 - C_6$ din formula (11), în funcție de valorile δ și r. Cele 6 diagrame se dau în figura 6.

În cazul calculării coeficienților $C_1 - C_6$, pentru raportul $\frac{h_n}{h_1}$ din formulele respective se folosește relația :

$$\frac{h_n}{h_1} = \left[\frac{1 + \sqrt{1 + (\delta^2 - 1)\left(\frac{h_0}{h_1}\right)^{\delta}}}{\delta + 1}\right]^{1/\delta}, \qquad (12)$$

în care : h_0 ; h_1 și δ, aceleași ca la formula (11).

Formula lui Stone

$$p_m = (K - \tau)\,h\,\frac{e^{\frac{\mu l'_c}{h}} - 1}{\mu\;l'_c}, \qquad (13)$$

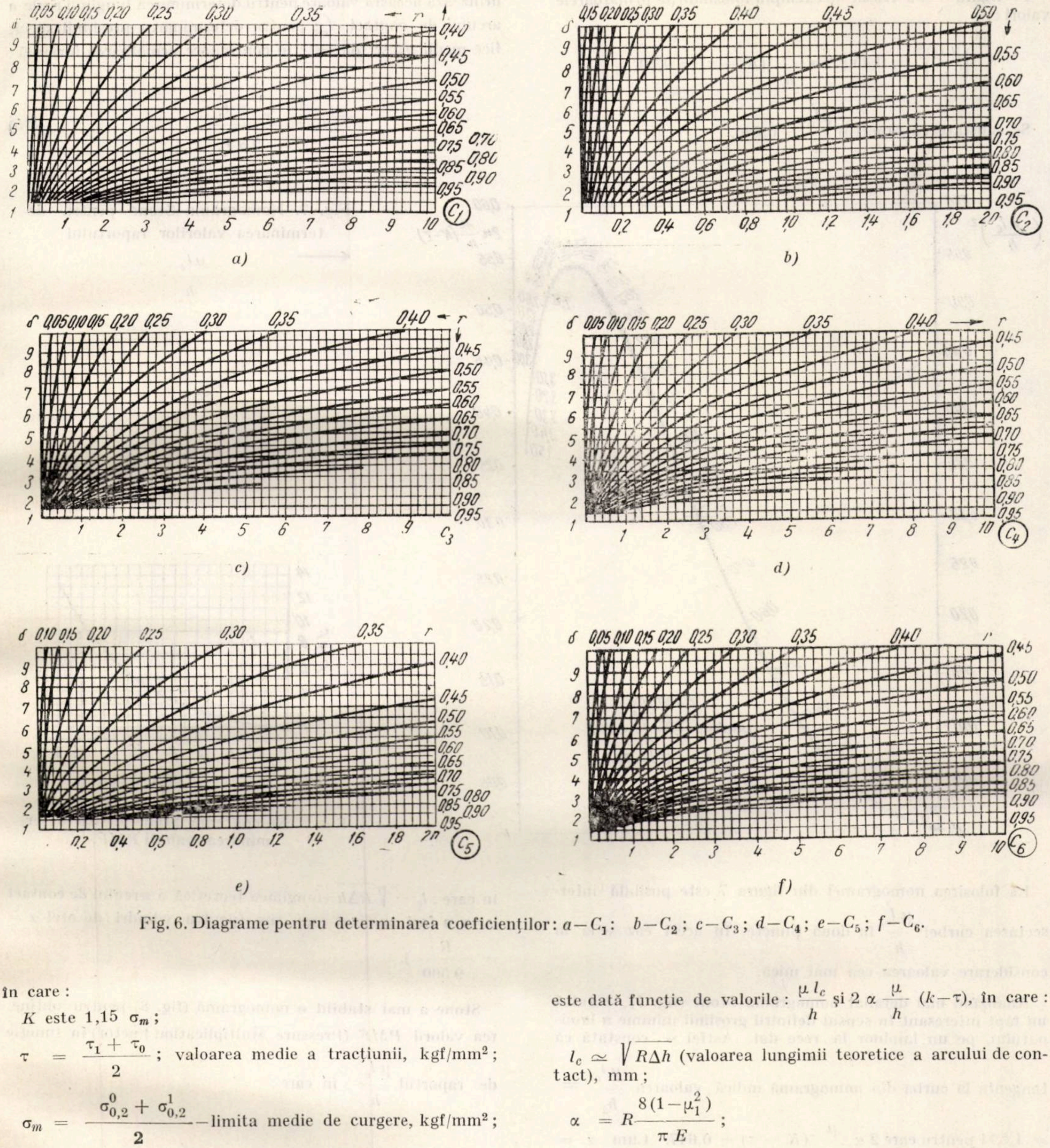


Fig. 6. Diagrame pentru determinarea coeficienţilor: $a-C_1$; $b-C_2$; $c-C_3$; $d-C_4$; $e-C_5$; $f-C_6$.

în care :

K este 1,15 σ_m ;

$\tau = \frac{\tau_1 + \tau_0}{2}$; valoarea medie a tracţiunii, kgf/mm² ;

$\sigma_m = \frac{\sigma^0_{0,2} + \sigma^1_{0,2}}{2}$ — limita medie de curgere, kgf/mm² ;

$h = \frac{h_0 + h_1}{2}$ — grosimea medie a laminatului, mm² ;

l'_c — lungimea reală a arcului de contact, mm ;

μ ; h_0 ; h_1 $\sigma^0_{0,2}$; $\sigma^1_{0,2}$; τ_0 şi τ_1, aceleaşi ca pentru formulele (2), (3) şi (4).

La aplicarea formulei (13), greutatea constă în calcularea raportului $\frac{\mu l'_c}{h}$. Pentru uşurarea acestui calcul Stone a întocmit nomograma (fig. 7), în care valoarea raportului $\frac{\mu l'_c}{h}$ este dată funcţie de valorile : $\frac{\mu\, l_c}{h}$ şi $2\,\alpha \frac{\mu}{h}\,(k-\tau)$, în care :

$l_c \simeq \sqrt{R \Delta h}$ (valoarea lungimii teoretice a arcului de contact), mm ;

$\alpha = R \frac{8(1-\mu_1^2)}{\pi E}$;

μ_1 = coeficientul de contracţie transversală (Poisson) a cilindrilor de lucru ; pentru cilindri de oţel $\mu_1 \simeq 0,3$;

R = raza cilindrilor de lucru, mm ;

E = modulul de elasticitate, pentru cilindri de oţel $E = 2,2 \cdot 10^4$, kgf/mm².

Rezultă pentru cilindri de lucru de oţel :

$$\alpha = \frac{R}{9500},$$

în care R în mm ;

K ; τ ; h şi μ — aceleaşi ca pentru formula (3).

Pe figura 7 s-a trasat un exemplu folosindu-se următoarele valori:

$$\left(\frac{\mu\, l_c}{h}\right)^2 = 0{,}45\,;\; 2\,\alpha\,\frac{\mu}{h}\,(K-\tau) = 0{,}20$$

Se constată că raportul $\frac{\mu l_c'}{h} = 0{,}846$.

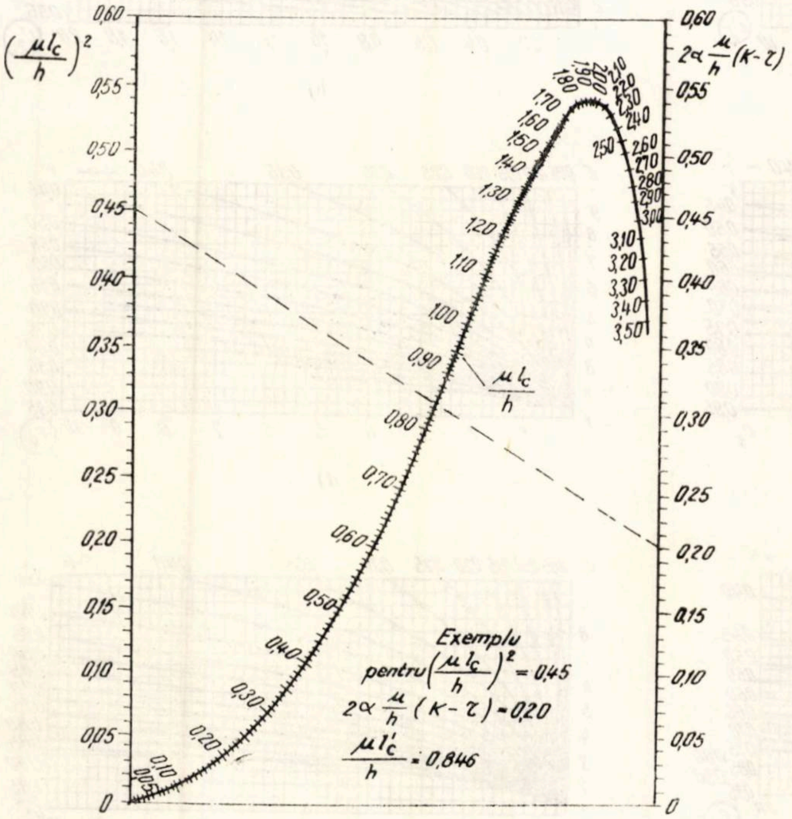


Fig. 7. Nomograma Stone pentru determinarea valorilor raportului $\frac{\mu l_c'}{h}$.

La folosirea nomogramei din figura 7 este posibilă intersectarea curbei $\frac{\mu\, l_c'}{h}$ în două puncte. În acest caz se ia în considerare valoarea cea mai mică.

Analizînd mai detaliat nomograma Stone (fig. 7), rezultă un fapt interesant în sensul definirii grosimii minime a laminatului, pe un laminor la rece dat. Astfel se constată că tangenta la curba din nomogramă indică valoarea $\frac{\mu\, l_c'}{h_2} = 1{,}594$ pentru care $2\,\alpha\,\frac{\mu}{h}\,(K-\tau) = 0{,}647$. Cum $\alpha = \frac{8\,R\,(1-\mu_1^2)}{\pi\,E}$, pentru $\mu_1 = 0{,}3$ rezultă:

$$h_{min} = \frac{7{,}28\;D\mu\;(K-\tau)}{0{,}647\;\pi\;E} = 3{,}58\;\frac{D\mu\,(K-\tau)}{E} \qquad (14)$$

Se mai constată că pentru calcularea presiunii specifice medii se foloseşte valoarea raportului $\frac{\mu\; l_c'}{h}$ obţinută din nomogramă (fig. 7), aplicată apoi în formula lui Stone (13), sau se utilizează această valoare pentru determinarea lungimii reale a arcului de contact l_c'; pentru determinarea presiunii specifice medii p_m se foloseşte în continuare următoarea formulă:

$$p_m = \frac{l_c'^2 - l_c^2}{2\,\alpha\, l_c'}\,, \qquad (15)$$

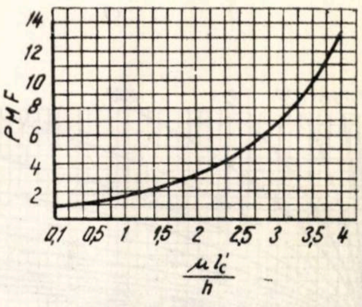


Fig. 8. Nomograma Stone pentru determinarea valorii *PMF*.

în care: $l_c = \sqrt{R\Delta h}$ (lungimea teoretică a arcului de contact iar α a fost analizat mai sus (pentru cilindri de oţel $\alpha = \frac{R}{9\,500}$).

Stone a mai stabilit o nomogramă (fig. 8) pentru obţinerea valorii *PMF* (Pressure Multiplication Factor) în funcţie de raportul $\frac{\mu\, l_c}{h}$, în care:

$$PMF = \frac{p_m}{K-\tau} = \frac{e^{\frac{\mu l_c'}{h}} - 1}{\frac{\mu l_c'}{h}} \qquad (16)$$

de unde:

$$p_m = PMF\,(K-\tau) \qquad (17)$$

Utilizarea celor două nomograme Stone (fig. 7 şi 8) şi formula (17) simplifică mult volumul anevoios de calcule pentru determinarea presiunii specifice medii p_m fiind, din aceste motive, cel mai des folosite.

Concluzii

În materialul de față ca și în cel anterior [8] s-au prezentat metodele pentru determinarea cît mai exactă a doi parametri importanți în laminarea la rece a benzilor din oțel și anume :

— lungimea arcului de contact (l'_c);
— presiunea specifică medie (p_m).

Cunoașterea valorilor cît mai reale ale acestor parametri condiționează pe de o parte proiectarea și realizarea de agregate de laminare la rece cu performanțe îmbunătățite (în special ansamblul cilindri — lagăre — portlagăre — cadre și sistemul de acționare), iar pe de altă parte întocmirea de scheme de laminare pentru o exploatare cît mai rațională a unui laminor dat.

Formulele de calcul și nomogramele prezentate în aceste materiale de sinteză constituie o bază de plecare pentru determinarea, cu destul de mici abateri, a valorilor reale ale lungimii arcului de contact și ale presiunii specifice medii, ceea ce va duce la calcularea cît mai reală a forțelor și momentelor de laminare. Expunerea acestor formule și a metodelor de studiere practică nu epuizează strădania cercetătorilor preocupați de problemele laminării la rece, aflate astăzi într-o continuă frămîntare și pornite pe calea de a găsi noi soluții constructive pentru agregatele de laminare etc.

La aplicarea formulelor prezentate se vor întîlni destule greutăți determinate mai ales de mulțimea calculelor, în unele cazuri simplificate prin utilizarea de nomograme sau relații, care elimină, prin mica lor influență, unele condiții, sau mărimi, ce participă la complexul proces de fenomene din focarul de deformare a unui laminor la rece. Formulele și nomogramele Stone sînt, din acest punct de vedere, mai simplificate atît pentru determinarea lungimii arcului de contact, cît și pentru presiunea specifică medie, ceea ce le face recomandabile pentru o mai frecventă aplicare în practica laminării la rece.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tretiakov V. A. *Teoria, calculul și exploatarea laminoarelor la rece.* Izdatelstvo, Metallurghia, 1966, p. 5—41.
[2] Țelikov A. I. *Principiile teoretice ale laminării.* București, I. D. T., 1967, p. 30—39 și 84—89.
[3] Korolev A. A. *Noi cercetări cu privire la deformarea metalului prin laminare.* Lucrările Țniitmaș, Caietul 53, Mașghiz, 1952.
[4] Rakotian E. S. *Presiunea cilindrilor asupra metalului la laminarea la rece.* Stal, nr. 9, 1947.
[5] Stone M. *Rolling of Thin Strip.* Iron and Steel Engineer, nr. 2, 1953 și nr. 12, 1956.
[6] * * * *Producerea de laminate.* Vol. I, sub redacția lui Rakotian E. S., Moscova, Metallurghizdat, 1962.
[7] * * * *Eisenhütte*, ed. 5, Berlin, 1961.
[8] Popescu Gh. M. *Metode pentru determinarea lungimii arcului de contact la laminarea la rece.* Metalurgia nr. 2, 1970, p. 120—124.

◆

CĂRȚI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M. I. M.

CZ: 669.1.013.5: 628.52
BEKÄMPFUNG DES BRAUNEN STAHLWERKSRAUCHES
(Combaterea fumului din uzinele metalurgice)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1964, 48 p.
Bibl. C.S.R., M.I.M. – 3136

CZ : 669.183 : 331.86
Mayer E.
WAS DER SIEMENS-MARTIN-STAHLWERKER VON SEINER ARBEIT WISSEN MUSS
(Ce trebuie să știe oțelarul despre activitatea sa)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1963, 224 p.
Bibl. C.S.R.

CZ : 669.15 – 194 : 025.3
Houdremont E.
HANDBUCH DER SONDERSTAHLKUNDE
(Manualul oțelurilor speciale)
Berlin, Ed. Springer, 1956, vol. I, 874 p., vol. II, 663 p.
Bibl. I.P.L.

CZ : 621.778.1 : 62 – 426
HERSTELLUNG VON STAHLDRAHT
(Fabricarea sîrmei de oțel)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1969, 355 p.
Bibl. M.I.M. – 3145

CZ : 621.77.01.63 : 669.771.23
OBERFLÄCHENFEHLER AN KALTGEWALZTEU BAND UND BLECH
(Aspecte de suprafață la banda și tabla laminată la rece)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1967, 48 p.
I.P.L., L.T.G., C.S.G., O.R

CZ : 621.77.016.2 : 539.374
GRUNDLAGEN DER BILDSAMEN FORMGEBUNG
(Bazele deformării plastice)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1966, 508 p.
O.R.

CZ : 620.187
Koch W.
METALLKUNDLICHE ANALYSE
(Analiza metalografică)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1965, 497 p.
Bibl. M.I.M. – 3123

CZ : 669.1;62 – 52
INTERNATIONALE EISENHÜTTENTAGUNG „AUTOMATISIERUNG IN HÜTTENWERKEN'' AMSTERDAM-DÜSSELDORF (1965)
(Congresul internațional de siderurgie, 1965)
„Automatizarea în siderurgie'' Amsterdam-Düsseldorf
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1965, 214 p.
Bibl. M.I.M. – 3120

CZ : 621.771,06 – 114.001.5
BETRIEBSUNTERSUCHUNGEN AN KONTINUIERLICHEN WALZENSTRASSEN
(Cercetări uzinale asupra liniilor de laminare continuă)
Düsseldorf, Stahleisen, 1964, 79 p.
Bibl. M.I.M. – 3138

Oţeluri pentru matriţe de forjare şi tendinţele actuale de utilizare a noi sortimente

Ing. M. MARINESCU-FIRICĂ
Uzina de autocamioane – Braşov

CZ 669. 14.018.25

Automatizarea producţiei în atelierele de forjă nu este posibilă fără o capacitate ridicată de funcţionare a matriţelor, care să asigure stabilitatea procesului tehnologic şi, prin aceasta, economicitatea liniilor de fabricaţie.

În condiţiile unei producţii moderne, mărirea duratei de serviciu a matriţelor reprezintă factorul cel mai important din economia întregului proces de matriţare. Din acest motiv, în ultimii ani cele mai multe lucrări de cercetare ştiinţifică în domeniul forjei, întreprinse în străinătate atît în uzine, cît şi în institutele specializate, s-au desfăşurat pe de o parte în direcţia alegerii şi elaborării unor oţeluri optime pentru blocurile de matriţe, iar pe de altă parte pentru găsirea de noi metode de aplicat în producţie care să ducă la prelungirea vieţii matriţelor.

Criterii de alegere a oţelului pentru matriţe

Condiţiile de lucru ale matriţelor de forjare sînt variate şi extrem de diferite, depinzînd în principiu de natura deformării şi de proprietăţile materialului supus deformării. De aceea, fără a neglija caracteristicile materialului de forjat, în alegerea corectă a unui oţel de matriţe se ţine seamă, în primul rînd, de proprietăţile oţelurilor destinate acestor utilizări (proprietăţi cuprinse în norme, cataloage sau standarde) şi, în al doilea rînd, de natura utilajului de forjare pe care va lucra matriţa.

După cum se ştie, la alegerea unui oţel optim pentru matriţe se ţine seamă de următoarele elemente care, în ansamblu, constituie aşa-numitele ,,condiţii de lucru date'' :

— numărul de piese ce se doreşte să se forjeze ;

— precizia dimensională cerută pieselor ;

— forma piesei de matriţat, ţinînd seamă că piesele mai subţiri sau complicate se răcesc mai repede şi matriţarea se face mai greu ;

— natura materialului de forjat ;

— felul utilajului de matriţare care poate lucra prin lovire (de exemplu : ciocane, prese cu şurub, maşini rotative etc.) sau prin presare (maxiprese, prese de refulat etc.).

Toate aceste criterii ce se iau în considerare la alegerea oţelului pentru blocul de matriţă se datorează solicitărilor complexe la care este supusă matriţa în timpul procesului de matriţare şi anume [2], [4] :

— *solicitări pur mecanice*, care se datorează forţelor exterioare ce intervin în cursul procesului de deformare a materialului de matriţat. Aceste forţe se pot manifesta prin lovire, prin presare sau prin frecare ; în primul caz se cere oţelului matriţei rezistenţă şi tenacitate, în al doilea caz, duritate şi rezistenţă, iar în al treilea caz, o deosebită rezistenţă la uzură ;

— *solicitări pur termice* ce se nasc prin încălzirea matriţei în timpul lucrului, ceea ce ar influenţa starea de revenire a oţelului matriţei. Acesta trebuie deci să aibă o stabilitate cît mai mare la revenire şi o temperatură înaltă de revenire. Prin reveniri succesive ale stratului superficial, volumul oţelului se schimbă, apar tensiuni şi apoi fisuri pe suprafeţele de lucru ale matriţei ;

— *solicitările alternative termomecanice* sînt datorate variaţiilor de temperatură şi de eforturi, care duc cu timpul la formarea cunoscutelor fisuri de oboseală termică ce apar pe suprafeţele active ale matriţei. Aceste solicitări se produc mai ales prin încălziri şi răciri brusce (şocuri termice) la matriţele confecţionate din oţeluri înalt aliate. Ele acţionează numai în straturile superficiale, unde constituie cauza principală a apariţiei fisurilor de oboseală termică.

O rezistenţă ridicată la oboseală termică, deci o durabilitate mai mare a matriţei în exploatare, se obţine printr-o limită elastică ridicată şi printr-un grad înalt de puritate a oţelului, realizat din elaborare.

Lipsa impurităţilor contribuie la creşterea rezistenţei oţelului la solicitări alternative (rezistenţă la oboseală mecanică), iar limita elastică ridicată asigură rezistenţă mare la rupere şi totodată rezistenţă la cald.

În practică, efectul dăunător al solicitărilor termomecanice se diminuează printr-o preîncălzire îngrijită şi de lungă durată a matriţei la începutul lucrului. Se poate afirma că durata vieţii unei matriţe depinde, în mare măsură, de cantitatea de căldură absorbită în raport cu volumul ei, cantitate care este determinată, la rîndul ei, de ritmul de lucru al matriţei şi de posibilităţile ei de răcire [2].

Compoziţia chimică şi influenţa elementelor de aliere în oţelurile pentru matriţe

Din punct de vedere tehnologic, oţelurile destinate executării de matriţe pentru forjare fac parte din grupa oţelurilor care lucrează la cald, fiind deci oţeluri refractare, adică termostabile şi termorezistente.

În compoziţia lor chimică intră elemente ca : Ni, Cr, Mo, V, W, Si, Ti etc., a căror prezenţă conferă oţelului anumite proprietăţi fizico-mecanice şi tehnologice în funcţie de care se apreciază calitatea lui de a corespunde mai mult sau mai puţin procesului complex de matriţare.

Dintre aceste proprietăţi, cele mai importante sînt : rezistenţa la temperaturi înalte (termorezistenţa), stabilitatea la temperaturi ridicate (termostabilitatea), rezistenţa la oboseală termică (adică la solicitări termomecanice alternative şi la şocuri termice), rezistenţa la deformare plastică (în domeniul temperaturilor normale de lucru), tenacitatea sau rezilienţa, adîncimea de călire (călibilitatea) şi prelucrabilitatea prin aşchiere.

În prezent nu există un oţel care să prezinte toate aceste proprietăţi la cel mai înalt nivel, de aceea, pentru alegerea unui oţel optim de matriţe, se recurge la o cale de mijloc, care să reprezinte compromisul cel mai bun la care se poate ajunge în anumite condiţii de lucru date (adică de : material, configuraţie a piesei şi utilaj existent).

O principală proprietate care este obligatorie pentru oţelurile destinate confecţionării matriţelor de forjă este aceea de a-şi păstra rezistenţa şi duritatea la temperaturi ridicate, în mod normal în intervalul de temperaturi cuprins între 400 şi 600 °C. Pentru aceasta se cere oţelului o limită elastică ridicată, un punct de transformare Ac_3 înalt şi o bună conductivitate termică.

Elementele de aliere ca cromul şi wolframul ridică punctul critic superior Ac_3 dar diminuează conductivitatea termică. Ele măresc rezistenţa oţelului la deformare plastică şi ridică limita elastică, în consecinţă rezistenţa la cald însă, datorită conductivităţii termice scăzute, îngreuiază tratamentul termic şi sporesc riscul fisurărilor [3]. De aceea oţelurile cu wolfram sînt cunoscute ca relativ fragile la temperatura ambiantă. În cazul utilizării lor ca oţeluri de matriţe, matriţele cu wolfram trebuie bine şi îndelung preîncălzite (la cel puţin 300 °C), înainte de începerea lucrului. De asemenea, se va ţine seamă că, datorită conductivităţii termice scăzute, ele nu pot fi răcite cu apă în timpul lucrului, fără pericol de fisurare.

Oţelul puternic aliat cu wolfam (8%) are o rezilienţă insuficientă chiar dacă matriţa revine la durităţi sub 45 HRC.

Aceasta îl face impropriu unor anumite utilizări, de exemplu, ca matrițe întregi pentru ciocane, unde intervin puternice solicitări dinamice.

La un oțel cu wolfram destinat confecționării matrițelor de forjare, un conținut de peste 2—4% W face să crească dimensiunile și cantitatea carburilor din masa metalică de bază (mai ales dacă oțelul conține și crom în cantități mai mari), înrăutățind totodată și repartizarea lor în secțiune. Ori, neomogenitatea repartizării carburilor scade reziliența și în special reziliența oțelului, fenomen care se manifestă mai puternic la blocurile de matrițe cu secțiune mare [6]. Neomogenitatea repartiției și mărimii carburilor poate fi diminuată prin înlocuirea cu molibden a unei părți din conținutul de wolfram.

Prin faptul că wolframul conferă oțelului duritate și rezistență ridicată la temperaturi înalte, el asigură o bună rezistență la uzură a matrițelor de forjă, la temperaturile normale de lucru. Această rezistență crește o dată cu diminuarea conținutului de carbon (ceea ce face să sporească și tenacitatea), de aceea oțelurile de matrițe cu wolfram nu se recomandă să se elaboreze cu un conținut de carbon mai mare de 0,30—0,40%.

Rezistența termică a oțelului de matrițe crește la un conținut mărit de vanadiu, de molibden, dar mai ales de wolfram. Creșterea conținutului de wolfram peste 8% (și anume la 12 sau chiar la 16%) duce la o sporire neînsemnată a termo-rezistenței. În consecință, ridicarea conținutului de wolfram în oțelul de matrițe peste 8—9% este nerațională, mai ales dacă matrița urmează să lucreze sub sarcini dinamice și sub un regim de răcire intens.

Înlocuirea wolframului prin molibden în proporția cunoscută, de 2 :1, nu modifică termorezistența oțelului însă, după cum s-a arătat, se îmbunătățește reziliența prin influențarea în bine a distribuției carburilor în secțiune.

Rezistența la oboseală termică adică la formarea fisurilor superficiale datorită încălzirilor și răcirilor repetete nu are o legătură directă cu rezistența termică. Într-adevăr, oțelurile cu mult wolfram deși au o rezistență la cald și o stabilitate termică ridicată prezintă cea mai joasă rezistență la oboseală termică. Oțelurilor cu conținut de molibden, la o rezistență termică echivalentă cu a oțelurilor cu wolfram, dovedesc o rezistență la oboseală termică cu mult superioară. Cea mai bună rezistență la formarea fisurilor de oboseală termică o prezintă oțelurile cu 5% Cr (fără conținut de W) și oțelurile cu 2% W dar cu conținut ridicat de molibden. De aceea, în prezent, aceste oțeluri sînt tot mai mult utilizate în practica atelierelor de forjă.

Creșterea rezilienței oțelurilor de matrițe, mai ales la oțelurile cu mult wolfram, se poate obține prin adaos de crom și anume, peste 2%. Aceasta însă mărește și segregația carburilor în blocurile de secțiune mare, ceea ce în final poate duce din nou la scăderea rezilienței peste limitele admise [3].

Cromul în oțelurile de matrițe permite să se obțină o limită de curgere ridicată, însă numai pentru temperaturi de lucru mai joase (sub 500 °C). La temperaturi mai ridicate, cromul mărește contracția relativă a oțelului și-i scade limita de curgere la temperaturi ridicate, de aceea matrițele cu conținut mare de crom, în condițiile unei exploatări severe (600°C) își păstrează greu forma și dimensiunile gravurii.

Molibdenul ca și cromul mărește rezistența la rupere a oțelului dar, spre deosebire de crom nu-i scade limita de curgere la temperaturi ridicate (650°C). De asemenea contracția este mai mică deci rezistența la deformare plastică a oțelului de matrițe cu conținut de molibden este sensibil mai bună.

În afară de aceasta, molibdenul mai micșorează și fragilitatea de revenire în oțelurile cu conținut de Ni—Cr, contribuind astfel la ridicarea rezilienței și a rezistenței la șoc termic.

Dar molibdenul intensifică decarburarea oțelului încălzit la temperaturi ridicate ($\geqslant 900$ °C), ceea ce impune reducerea la minimum a timpului de menținere a matriței la asemenea temperaturi (de exemplu la încălzire pentru călire). În această privință un adaos de crom are o influență pozitivă, micșorînd oxidarea și, ca urmare, decarburarea oțelului provocată de prezența molibdenului.

Nichelul este un element deosebit de prețios în oțelurile destinate matrițelor de prelucrare la cald, dar scump și deficitar. El mărește rezistența la rupere, limita elastică și duritatea, concomitent cu tenacitatea (alungirea, contracția, reziliența), îmbunătățește călibilitatea, afinează structura și, în cantități pînă la 2%, mărește considerabil reziliența. În schimb nichelul coboară pe Ac_3 și provoacă scăderea conductivității termice. Fiind element deficitar, nichelul este uneori înlocuit în oțelurile de matrițe prin mangan, mai ales în țările cu economie dirijată.

Din punct de vedere al execuției, principalele proprietăți ale oțelului de matrițe ce trebuie avute în vedere pentru o mai ușoară confecționare a unei matrițe de forjă de bună calitate sînt : caracteristicile mecanice, călibilitatea și prelucrabilitatea prin așchiere. Proprietățile mecanice depind, în mare măsură, și de finețea structurii oțelului. Creșterea grăuntelui la încălzirea pentru călire scade reziliența matriței, motiv pentru care cele mai multe oțeluri pentru matrițe, mai ales dacă nu conțin nichel, au în compoziția lor un anumit conținut de vanadiu sau de titan, introdus pentru afinarea structurii.

Călibilitatea oțelului de matrițe, manifestată prin adîncimea de pătrundere a călirii, prezintă un interes deosebit la tratamentul termic al matrițelor de forjă cu secțiune mare.

Adîncimea de călire crește cu conținutul de crom, de nichel și de molibden (cînd acesta înlocuiește wanadiul), iar gradul de călire (duritatea), cu conținutul de carbon.

În ce privește prelucrabilitatea prin așchiere a oțelurilor de matrițe, se observă că în practica atelierelor de forjă se folosesc matrițe cu gravura executată atît pe blocuri în stare recoaptă (care apoi sînt călite și revenite), cît și pe blocuri pretratate (îmbunătățite) înainte de gravare, în funcție de duritatea ce se cere pe gravură și de marca oțelului.

În stare recoaptă, duritatea oțelurilor de matrițe este obișnuit cuprinsă între 207 și 269 HB ($\sigma_r = 70-95$ kgf/mm ^{2}), iar structura metalografică constă din perlită sorbitică cu conținut mai mare sau mai mic de carburi, structură care permite o bună așchiere.

Blocurile tratate termic (îmbunătățite) se folosesc pînă la o duritate de maximum 42 HRC ($\sigma_r = 135$ kgf/mm ^{2}), deoarece peste această duritate, gravarea figurii devine prohibitivă, ea făcîndu-se foarte greu și cu uzură mare de scule. În principiu, blocurile pretratate sînt utilizate pentru matrițe mari (deci de durități mai scăzute) și pentru matrițe la care deformările de tratament termic nu sînt admise și nici nu pot fi corectate prin prelucrări mecanice ulterioare. Blocurile pretratate se prelucrează greu prin așchiere, totuși în străinătate majoritatea matrițelor mari se confecționează numai din aceste blocuri, cu durități corespunzătoare utilajului de forjare existent în atelier.

Mărci tipice de oțeluri pentru matrițe de forjă

În funcție de compoziția chimică a oțelurilor sînt prezentate în tabela 1, în ordinea creșterii prețului de cost și a severității condițiilor de lucru, principalele tipuri de oțeluri utilizate astăzi în mod curent în construcția matrițelor de forjare [4], [5].

Oțelurile din grupa 1 (C—Cr) sînt oțeluri relativ moi însă, prin faptul că ele prezintă o rezistență la uzură destul de bună, se folosesc la construcția matrițelor mai puțin pretențioase și pentru serii mici de piese. Echivalent acestei grupe, în R. S. România ar fi oțelul marca VC 06 din STAS 3611—66.

Oțelurile Ni-Cr-Mo sînt oțelurile standard obișnuite pentru blocurile matrițelor de forjare. Tratate la o duritate mai ridicată pot fi utilizate și ca pastile la matrițele pentru ciocane, mașini orizontale de forjat și maxiprese. Oțelurile Ni-Cr-Mo normal aliate se caracterizează printr-o rezistență destul de bună la uzură și printr-o tenacitate superioară oțelurilor cu conținut de wolfram. Ele se prelucrează relativ ușor pe mașinile-unelte, iar tratamentul lor termic nu prezintă dificultăți. Neajunsul principal al acestui tip de oțel îl constituie durabilitatea lui mai redusă, la matrițele cu gravură complexă, cu figuri adînci și cu toleranțe strînse de forjare. Din această grupă de oțeluri face parte oțelul elaborat în țară sub marca Mo CN 15 (după STAS 3611—66), precum

Nr. crt.	Tipul oţelului	Compoziţia medie, %								
		C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	W	Alte elemente
1	C—Cr	0,60	0,25	0,60	—	0,60	—	—	—	—
2	Ni—Cr—Mo (Ti)	0,57	0,25	0,70	1,50	0,70 (1,00)	0,30 (—)	—	—	— (Ti = 0,10)
3	Mn—Cr—Mo	0,55	0,40	1,40	—	0,75	0,25	—	—	—
4	Ni—Cr—Mo, bogat aliat	0,56	0,25—0,60	0,60	1,7—2,1	0,90—1,10	0,45—0,75	0,10	—	—
5	Si—Ni—Cr—Mo	0,53	0,85	0,65	1,60	0,90	0,75	—	—	—
6	W—Cr 2 % W	0,45	0,70	0,25	—	1,25	0,50	0,20	2,0	—
7	5 % Cr	0,35	1,0	0,35	—	5,0	1,5	0,25	1,25	—
8	4,5 % W	0,38	0,25	0,38	—	1,5	—	0,20	4,5	—
9	9 % W	0,30	0,30	0,30	—	3,25	—	0,40	9,0	—
10	Oţel rapid W—Mo—Cr—V	0,85	0,25	0,30	—	4,0	5,0	2,0	6,5	—
11	Nitraloi	0,50	0,35	0,55	—	1,60	0,20	—	—	Al = 1,10

* Duritatea (ca şi temperatura de revenire) poate varia în funcţie de construcţia matriţei şi de utilizarea ei.

şi mărcile străine: 5HNM (sovietic), Werkstoff nr. 2713 (german), GNM-Böhler (austriac), UAM-Witten (german), ARG-Phönix (german) şi altele.

Oţelurile Ni-Cr-Ti ca şi *oţelurile Mn-Cr-Mo* sînt oţelurile de înlocuire ale grupei precedente, în scopul economisirii unor elemente deficitare. Au deci aceleaşi utilizări şi sînt indicate la confecţionarea matriţelor mai simple şi cu gravuri mai puţin adînci.

Mărci echivalente: 5HNT (sovietic), MoCM 14 (STAS 3611—66).

Oţelurile Ni-Cr—Mo, bogat aliate, sînt oţeluri scumpe, cu conţinut ridicat în elemnte de aliere (Ni şi Mo) destinate matriţelor complicate, cu relief adînc, la care se cer calităţi ridicate de rezistenţă la şoc (matriţe şi pastile pentru ciocane). Se elaborează în ţară (după STAS 3611—66) marca VMoCN17. Mărci echivalente din străinătate: W—2714, CTH-Phönix şi UAM-Witten. În mod obişnuit ele au şi un mic conţinut de vanadiu.

Oţelurile Si-Ni-Cr-Mo sînt tot oţeluri de matriţe cu utilizare generală, caracterizate printr-o bună productivitate. Nu au echivalenţă printre oţelurile elaborate pînă în prezent în ţară.

Din grupa oţelurilor W—Cr, oţelul de matriţe cu 2 % W prezintă o bună rezistenţă la uzură şi la oboseală termică, putînd fi răcit cu apă fără pericol de fisurare (deci poate face faţă şi la utilizări foarte severe). Reprezentativ este oţelul sovietic 5HV2S.

Oţelurile W-Cr cu 5 % Cr şi cu conţinut redus de wolfram (sau chiar fără W) se disting prin posibilitatea răcirii cu apă şi printr-un preţ de cost mai redus, în raport cu oţelurile cu wolfram, mai bogat aliate, la aceeaşi tenacitate. Avînd un conţinut ridicat de siliciu şi de molibden, în lipsa wolframului, ele sînt de fapt oţeluri Cr-Mo-Si (cu peste 5 % Cr şi 1 % Si) ca, de exemplu, mărcile W—66 Witten, W—77 Witten, EL 38 etc. din R. F. a Germaniei. Aceste mărci sînt tot mai mult folosite în atelierele de forjă în ţările dezvoltate industrial, pentru rezistenţa lor mare la uzură, o înaltă rezistenţă la cald şi la oboseală termică, precum şi o foarte bună tenacitate (bineînţeles cînd sînt corect tratate termic).

Oţelurile W-Cr cu 4,5 % W sînt oţeluri pentru matriţe (sau pastile) mai complexe şi moderat solicitate (pînă la 500 °C) prezentînd o tenacitate suficientă şi pentru matriţarea la ciocane. Se elaborează în ţară sub marca VSCW 45 (STAS 3611—66), cu un conţinut mai ridicat de siliciu dar cu mai puţin crom şi carbon decît obişnuit. Mărci echivalente: Werkstoff nr. 2567, WKZ 50—Böhler, NSW—Phönix.

Oţelurile W—Cr cu 9 % W sînt oţelurile tipice pentru pastile şi matriţe de prese, intens solicitate la rezistenţa termică

Tabela 1

Tratamentul termic				Utilizările tipice	Mărcile echivalente (țara)
Călire, °C	Mediu de răcire	Revenire *, °C	Duritatea recomandată *, HRC		
850	ulei	300	39–42	Matrițe pentru serii mici Scule pentru debavurare	~ VC 06
850	ulei	500	42–49	Matrițe pentru uz general, de construcție simplă și cu relief puțin adînc pentru serii mari Stanțe de debavurat	MoCN 15; 5 HNM (5 HNT); W 2713 GNM–Bőhler (Austria) 55 NiCrMo (V) 6
850	ulei	550	37–42	Oțel de înlocuire pentru Ni–Cr–Mo, cu aceleași utilizări dar pentru solicitări mai reduse	MoCM14; 5HGM
890– 830	aer ulei	500–550	39–45	Matrițe, dornuri și poansoane, cu înalte calități de rezistență la șoc, cu relief adînc și pentru serii mari. Pastile. Tije de centrare	~ VMo CN 17 R F. a Germaniei (56 NiCrMoV 7; CTH-Phőnix, UAM-Witten), Austria (GNME-Bőhler)
900	aer	540	42–49	Aceleași utilizări ca Ni–Cr–Mo. Pastile pentru prese	S.U.A.
900	ulei	600	39–45	Pastile, dornuri, poansoane, dornuri de străpungere, lungi. Răcire cu apă	~ 5 HV2S
980	aer	600	42–49	Pastile de complexitate mijlocie. Dornuri, poansoane. Permite răcire cu apă în timpul lucrului	S.U.A.; R. F. a Germaniei (W 77-Witten), Austria (US-ultra)
1 050	ulei	600	42–45	Pastile pentru lucrări dificile (– 500°C). Poansoane interioare lungi și subțiri	~ VSCW45 W–2567
1 180	ulei	640 (de 2 ori)	39–45	Matrițe dificile, dure și rezistente pînă la 600°C Pastile, poansoane și dornuri pentru lucrări foarte grele și cu uzură mare la cald	~ VCW 85; 3H2V8; W–2581
900– 1 230	ulei plumb	600 560 (de 2 ori)	39–42 63–65	Inserții de tije speciale și părți proeminente în matrițe; pastile pentru max. de duritate la uzură	S.U.A.
1 180	ulei	640 (de 2 ori)	39–45 (în miez)	Pastile pentru serii mari de piese din oțeluri dure și cu relief puțin adînc. Se nitrurează după gravare	S.U.A.; R.F. a Germaniei

(600°C) și la uzură. Nu rezistă la șocuri și la oboseală termică și nu pot fi răcite cu apă. Sînt scumpe și trebuie bine preîncălzite la începerea lucrului. În țară, ca reprezentant al acestei grupe se elaborează oțelul marca VCW 85 (STAS 3611–66), iar în străinătate mărcile echivalente cele mai cunoscute sînt: 3H2V8 (sovietic), HPS – Poldi (R. S. C. S.), WKZ – Böhler (austriac), W–99 Witten și SGHV – Phönix (R. F. G.).

Oțelul rapid W–Mo–Cr–V nu este propriu-zis un oțel pentru matrițe dar se utilizează în construcția acestora sub formă de inserții, la părțile proeminente din gravură, acolo unde se cere un maximum de duritate la roșu și rezistență foarte mare la uzură. Se utilizează și pentru poansoane speciale sau dornuri de forjare foarte solicitate termic și mecanic. Este echivalent cu oțelul rapid marca Rp 5, după STAS 7382–66.

Nitraloi este o marcă de oțel pentru matrițe, cu conținut de aluminiu și care se tratează termic prin nitrurare. El este recomandat (fiind folosit în S. U. A., R. F. a Germaniei etc.) la confecționarea matrițelor cu relief puțin adînc, destinate forjării (prin ștampare) unor serii mari de piese dintr-un oțel tare. După gravare, matrița se supune unei operații de nitrurare care îi sporește considerabil duritatea superficială, miezul rămînînd între limitele 40–45 HRC.

Motive de economie impun ca fiecare atelier de forjă să adopte în programul său de fabricație un număr cît mai redus de mărci de oțel pentru matrițe. Aceasta cu atît mai mult, cu cît un sortiment redus micșorează și posibilitățile de amestec, ceea ce are o foarte mare importanță pentru tratamentul termic.

La Uzina de autocamioane din Brașov sînt folosite în mod curent mărcile MoCN 15, pentru matrițe de ciocan sau de prese, și VCW 85, ca pastile la matrițele pentru maxiprese sau MFO.

Ca oțel înlocuitor la blocurile de matrițe mai puțin importante este utilizat și oțelul marca MoCM 14, dar în cantități mai mici și cu rezultate mai slabe.

În funcție de disponibilitățile de import s-au folosit și unele mărci străine ca: UAM-Witten (extra și special), din R. F. a Germaniei, cu conținut ridicat de nichel și, în ultimul timp, oțeluri cu Cr-Mo-Si-V de la firmele „Marathon" (El 58), sau Witten (W–66) tot din R. F. a Germaniei.

Din punct de vedere al comportării în serviciu se poate afirma, pe baza datelor statistice de atelier obținute pînă în prezent, că oțelurile cu conținut ridicat de nichel (ca UAM-Witten) asigură la aceleași condiții de lucru existente în forja U. A. Bv. o durabilitate categoric superioară față de celelalte oţeluri folosite. Rezultatele apropiate de acestea dau şi oţelurile EL 38 şi W-66 (fără Ni).

De remarcat că în comparaţie cu oţelurile româneşti (ca MoCN 15), care au un conţinut mai scăzut de nichel, oţelurile străine de mai sus prezintă o productivitate aproape dublă pentru fiecare gravură, ceea ce impune, pentru proxima revizuire a STAS-ului 3611–66, recomandarea de ridicare a % Ni, la această marcă de oţel.

Tendinţe noi în elaborarea oţelurilor pentru matriţele de forjare

În multe ţări cu nivel tehnic ridicat se efectuează lucrări intense de cercetare pentru găsirea, elaborarea şi introducerea în producţie a noi sortimente de oţeluri pentru blocurile de matriţe, mai economicoase şi mai durabile în exploatare [6].

Lucrările se desfăşoară, în general, pe două linii de cercetare: elaborarea şi încercarea unor mărci noi de oţeluri cu o viaţă mai lungă în producţie; găsirea unor oţeluri înlocuitoare care, fără a face concesii capacităţii ridicate de funcţionare a matriţelor în serviciu, să fie mai ieftine şi să evite pe cît posibil în compoziţia lor elementele scumpe sau deficitare, îndeosebi Ni, W, Mo şi V.

Din prima categorie fac parte oţelurile relativ recent introduse în practica atelierelor de forjă din Occident, cu conţinut de Cr-Mo-Si-V (cu sau fără W), prezentate în tabela 2.

Aceste oţeluri se caracterizează printr-o durată mare de funcţionare a matriţelor în producţie, îndeosebi cînd sînt folosite ca matriţe de presare, pastile şi dornuri pentru maşinile de forjat. Ele economisesc nichel deficitar însă tratamentul lor termic este dificil pentru că reclamă temperaturi înalte de călire (peste 1 000 °C) şi un timp îndelungat de revenire.

În tabela 2 sînt prezentate şi cîteva tipuri de oţeluri din a doua categorie (nr. crt. 5, 6, 7 şi 8), studiate şi experimentate în U. R. S. S. ca oţeluri de înlocuire [2], [3], [4].

Oţelul marca 5HGS este un oţel de înlocuire propus pentru matriţe şi pastile în locul oţelurilor obişnuite cu conţinut de nichel: 5HNV, 5HNM şi 5HNT. Caracteristica lui principală este o rezilienţă ridicată la temperaturi de lucru de 400–550 °C şi o rezistenţă la deformare plastică la aceleaşi temperaturi, superioară oţelurilor pe care le înlocuieşte. La temperaturi joase, oţelul 5 HGS are însă o rezilienţă scăzută şi trebuie bine încălzit înainte de începerea lucrului (cel puţin la 300–350 °C).

Oţelurile 5HGSV, 5HGSVF şi 5HGSMF reprezintă oţelul 5HGS îmbunătăţit, cu adaos de W sau W (Mo) şi V, în scopul obţinerii unei rezistenţe mărite la temperaturi înalte, a unei structuri mai fine şi a unei fragilităţi minime de revenire. Toate trei sînt oţeluri fără conţinut de nichel dar cu călibilitate mărită şi de aceea recomandate pentru matriţe de dimensiuni mari şi mijlocii, unde pot înlocui cu succes oţelurile 5HNT şi 5HNV.

Tot oţeluri fără nichel sînt şi următoarele patru mărci de oţeluri din tabela 2 (nr. crt. 9, 10, 11, 12), dar care nu fac parte din grupa oţelurilor de înlocuire deoarece sînt bogat aliate în molibden, vanadiu sau wolfram. Ele sînt oţeluri scumpe şi aparţin oţelurilor destinate unei mai îndelungate utilizări în producţie.

Oţelurile marca 4H3V8M şi 4H3V2M2F se remarcă printr-o durabilitate mare în exploatare, fiind astfel indicate pentru matriţele de forjare a oţelurilor refractare şi a aliajelor greu deformabile.

Oţelul 4H5V2FS are o rezistenţă termică (la 600 °C) mai mică, datorită unei slabe alieri cu wolfram şi molibden, în schimb are o limită de curgere (la 550–600 °C) comparabilă cu a oţelurilor bogate în wolfram şi o rezilienţă superioară acestora.

Deoarece oţelurile cu mult wolfram (8–9%) prezintă o rezistenţă mai scăzută la oboseală termică, toate celelalte oţeluri cu conţinut de wolfram din tabela 2, propuse a înlocui oţelul clasic 3H2V8, au conţinutul de wolfram sub 5%. Majoritatea acestor noi oţeluri au în compoziţia lor molibden pentru îmbunătăţirea rezistenţei la oboseală termică şi o mai bună omogenizare a carburilor în secţiune. Dintre ele, oţelul 5H4V4MF se distinge prin durabilitatea şi menţinerea dimensiunilor gravurii la încălziri de lungă durată [3].

Tabela 2

Nr. crt.	Tipul oţelului	Compoziţia chimică medie, %								Duritatea recomandată HRC	Proprietăţile şi utilizările tipice	Mărcile echivalente
		C	Si	Mn	Ni	Cr	Mo	V	W			
1	Cr–Mo–Si–V	0,40	1,00	—	–	5,25	1,30	0,3–1,0	—	35–52	Rezistenţă la cald, rezistenţă la uzură. Temperatură max. de lucru 500°C. Matriţe de presat. Dornuri	W–66 Witten (R.F.G.) ~ W–2343 (40CrMoV21); WCD2 Phőnix
2	Cr–Mo–Si–V	0,33	1,00	—	–	5,00	1,10	0,50	—	38–50		
3	Cr–Mo–Si–W–V	0,35	1,00	—	–	5,25	1,50	0,30	1,30	35–52	Matriţe de debavurat. Dornuri şi scule de prelucrat la cald. Pastile şi matriţe de presare, bacuri pentru MFO. Temperatura max. de lucru 550°C	W–77 Witten (R.F. a Germaniei) US-ultra Bőhler (Austria) WCD – Phőnix (R.F.G.)
4	Cr–Mo–Si–W–V	0,35	1,00	—	–	5,00	1,20	0,35	1,20	38–50	Idem	
5	Cr–Mn–Si	0,50	1,30	1,00	—	1,80	—	—	—	40–42	Pastile de matriţe pentru MFO şi la matriţe de ciocan şi presă	5 HGS
6	Cr–Mn–Si–W	0,50	1,30	1,00	—	1,80	—	—	0,50	38–40	Matriţe mari şi mijlocii de ciocan	5 HGSV
7	Cr–Mn–Si–W–V	0,50	1,30	1,00	—	1,80	—	0,50	0,8	35–38	Matriţe mari şi pastile pentru matriţe de ciocane mari (6 t)	5 HGSVF
8	Cr–Mn–Si–Mo–V	0,50	0,65	1,00	—	0,40	0,20	0,25	—	38–42	Înlocuitor al oţelurilor 5HNV şi 5HNT, pentru matriţe de ciocane şi ştanţe de debavurat	5 HGSMF
9	Cr–W–Mo	0,40	0,35	⩽0,30	—	3,25	1,10	0,50	8,5	39–43	Pentru matriţarea oţelurilor refractare	4 H3V8M
10	Cr–W–Mo–V	0,40	0,35	⩽0,30	—	3,25	2,25	1,75	2,25	39–43	Pentru matriţarea oţelurilor greu deformabile	4 H3V2M2F
11	Cr–Mo–W–V–Si	0,40	1,00	⩽0,35	⩽0,30	5,00	0,5	1,00	2,00	40–47	Pentru matriţarea aliajelor şi oţelurilor greu deformabile. Dornuri, scule, pentru extruziune	4 H5V2FS; ~ W 2344
12	Cr–W–Mo–V–Si	0,50	0,40	0,35	—	4,5	0,45	0,25	4,5	35–38	Matriţe pentru prese	5 H4V4MF

Concluzii

Caracteristicile de calitate ale unui bun oţel pentru matriţe de forjare sînt: rezistenţa termică, rezistenţa la oboseală termică şi proprietăţile mecanice, îndeosebi reziliența şi rezistenţa la deformare plastică.

Pentru alegerea unui oţel de matriţe optim, corespunzător unor anumite condiţii de lucru date, trebuie avut în vedere aceste însuşiri şi totodată să se ţină seamă de faptul că ele nu se pot asigra concomitent şi într-un acelaşi oţel la valorile lor maxime.

În principiu se recomandă, pentru matriţele de ciocan, prese cu fricţiune şi maşini rotative, folosirea oţelurilor din grupa Cr-Ni-Mo, de exemplu marca MoCN15. Cu cît matriţa este mai complexă sau supusă la solicitări mai severe, cu atît conţinutul de nichel trebuie să fie mai ridicat, adoptîndu-se în consecinţă un oţel Cr-Ni-Mo (±V) bogat aliat, de exemplu tipul VMoCN17 sau U.A.M—Vitten.

Pentru matriţele preselor de forjat (maxiprese) şi maşinile de refulat, oţelurile din grupa W-Cr, de exemplu VCM 85, sînt cele mai indicate, avînd în vedere rezistenţa lor mare la cald şi la uzura prin frecare. Cu randament apropiat pot fi folosite şi oţelurile Cr-Ni-Mo bogat aliate.

Oţelurile Cr-Mo-Si-V fără nichel şi cu conţinut ridicat de crom (5%), de exemplu W-66 sau W-77 Witten, sînt utilizabile atît pentru matriţe de ciocan, cît şi pentru matriţe de prese, datorită preţului lor de cost avantajos, rezistenţei ridicate la uzură şi în acelaşi timp şi la oboseală termică, precum şi unei rezilienţe suficiente pentru a face faţă chiar celor mai grele condiţii ale matriţării la ciocane.

Matriţele mai puţin pretenţioase, cu solicitări mai reduse şi pentru serii mici, se pot confecţiona din oţeluri mai slab aliate şi mai ieftine, de exemplu MoCM 14 sau VC 16.

În încheiere trebuie subliniat că promovarea în producţie a unor mărci noi de oţeluri pentru matriţe nu se poate face numai în urma unor studii de laborator care stabilesc principalele caracteristici fizico-mecanice. Este necesară o cunoaştere mai completă a oţelului cu posibilităţile lui productive, determinate pe baza unor ample experimentări şi urmăriri în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Merchant H. J. Metal Treatment and Drop Forging, nr. 71, 1951, p. 369—379; nr. 72, 1951, p. 401—406.

[2] Sişlakov P. G. Kuznecino ştampovocinoie proizvodstvo, nr. 9, 1962, p. 6—10.

[3] Geller I. A. şi Golubeva E. S. Kuznecino ştampovocinoie proizvodstvo, nr. 8, 1964, p. 12—15 şi nr. 9, 1966, p. 9—14.

[4] Krauze A. R., Maşcovici A. M., Mokronsov R. A. şi Feighin M. M. Kuznecino ştampovocinoie proizvodstvo, nr. 5, 1964, p. 40—41.

[5] Bayliss R. N. Metal Forming, nr. 8, 1967, p. 229—238.

[6] Voss H. şi Netthöfel F. Industrial Anzeiger, nr. 30, 1967, p. 43—44.

◆

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through

PUBLICOM
the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency

22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

Considerații privind materialele refractare utilizate la convertizoarele de cupru

Ing. SANDA OPREA
Institutul politehnic – București

CZ 666.76: 669. 333. 3

Convertizarea matelor sărace și bogate în cupru (15–70 % Cu) se realizează astăzi aproape numai în convertizoare orizontale tip „Pierce Smith" [1]–[5]. Randamentul procesului depinde în mare măsură de tipul și capacitatea convertizorului, de compoziția matei și de cantitatea aerului insuflat. Convertizoarele orizontale se construiesc pentru capacități de 8–100 t și mai mari, cu diametrul mantalei de 1,7–6 m și lungimea de 1,8–12 m și sînt prevăzute cu guri de vînt dispuse pe generatoare. Tendința actuală constă în introducerea convertizoarelor cu două rînduri de guri de vînt care ating productivități foarte mari.

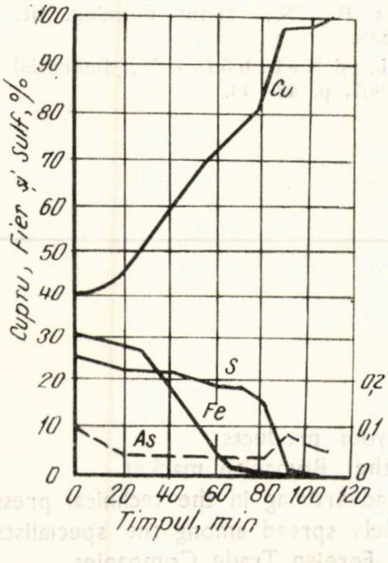


Fig. 1. Comportarea elementelor în timpul insuflării aerului în mata supusă convertizării.

În perioada suflării, temperatura variază în mod normal între 1 150 și 1 300 °C, iar temperatura căptușelii refractare poate atinge 1 350–1 380 °C. În această perioadă comportarea elementelor din mata supusă convertizării este diferită (fig. 1) [4]. După oprirea suflării aerului, în cursul evacuării zgurei și în timpul turnării cuprului, temperatura scade cu o viteză de 20–26 °C/min.

La utilizarea aerului îmbogățit în oxigen se obțin unele avantaje privind îmbunătățirea bilanțului termic; prin ridicarea temperaturii băii pînă la aproximativ 1 490 °C rezultă o reducere a duratei de suflare, cu micșorarea concomitentă a cantității aerului insuflat. Asupra durabilității convertizoarelor mari cu căptușeală bazică, care lucrează la temperaturi tehnologice mai ridicate, nu există un punct de vedere unitar: unii autori susțin că aceste temperaturi influențează în mică măsură durabilitatea căptușelii; alți cercetători, după experimentări efectuate în convertizoare cu oxigen, ajung la concluzia că temperatura prea ridicată accelerează coroziunea căptușelii de 1,5–2,0 ori [1]–[5].

În convertizoarele în care se prelucrează cantități mari de materiale solide, pentru menținerea băii în stare lichidă trebuie adăugate concentrate brichetate cu conținut cît se poate de ridicat de fier și sulf sau pirită. De asemenea, se poate efectua și o încălzire suplimentară, cu arzătoare corespunzătoare. În aceste convertizoare, în urma solicitării termice deosebit de mari, durabilitatea căptușelii este relativ redusă, în comparație cu mersul normal, numai cu șarje lichide.

Caracteristicile materialului refractar utilizat la convertizoare. Căptușeala bazică folosită în prezent aduce, în general, nu numai o prelungire însemnată a durabilității față de căptușeala acidă dar are și o anumită pasivitate din punct de vedere chimic față de compoziția matei. Cele mai multe convertizoare din metalurgia cuprului se căptușesc cu cărămizi arse cromomagnezitice, inclusiv zona gurilor de vînt, care este cel mai mult expusă uzurii. Rezultatele cele mai bune în privința durabilității și economicității s-au obținut cu cărămizi arse, cromomagnezitice, din sinter ars simultan, legat direct și cu cărămizi slab arse din același material, legate chimic și armate în interior.

Cărămizile bazice utilizate la căptușirea convertizoarelor trebuie să aibă în primul rînd proprietăți ca: rezistență la șoc termic, rezistență la uzură mecanică și la coroziunea chimică a topiturilor de cupru și a zgurelor. Avînd aceste caracteristici căptușeala bazică a convertizoarelor prezintă durabilitate îndelungată, în comparație cu celelalte materiale de construcție refractare, consum redus de material refractar/t cupru brut și permite în același timp convertizarea matelor sărace.

De cele mai multe ori convertizoarele de dimensiuni mari au mantaua metalică (30–40 mm) căptușită în interior cu un strat de 25–65 mm din refractare de șamotă sau cu un strat din granule de cromomagnezită de aceeași grosime, umectat cu soluție de silicat de sodiu, care servește la preluarea parțială a dilatării termice și la izolare. În regiunea gurilor de vînt și a zgurei se renunță de multe ori la acest strat tampon și se zidește căptușeala refractară direct pe manta. În mod normal, căptușeala constă dintr-un strat refractar de 250–375 mm din cărămizi cromomagnezitice arse, iar pentru rosturile de zidărie se utilizează mortalul corespunzător. În vederea preluării dilatării se prevăd rosturi de dilatare, care reprezintă, în direcție longitudinală, în total circa 1 % și în direcție radială, aproximativ 0,5 % din dimensiunile interioare. Se recomandă ca aceste rosturi de dilatare să fie umplute cu hîrtie gudronată de circa 3 mm.

În majoritatea cazurilor zidăria de la gura convertizorului este executată din cromomagnezită deoarece această regiune este puternic solicitată din punct de vedere mecanic. Pentru întreținerea acestei zone după îndepărtarea eventualelor depuneri, pentru stratul exterior al gurii convertizorului poate fi utilizată o masă de minereu de crom, mai ales în partea prin care se efectuează turnarea.

În vecinătatea gurilor de vînt căptușeala este supusă acțiunii combinate a șocurilor termice și mecanice și a coroziunii chimice într-un grad mai mare decît în oricare altă zonă a convertizoarelor. Durabilitatea zidăriei în aceste regiuni este de ordinul a 1 000 h, în timp ce restul zidăriei refractare poate fi chiar de ordinul anilor. Căptușeala refractară din regiunea gurilor de vînt se execută cu o grosime mai mare (350–500 mm) față de restul zidăriei cilindrului. Rezultate foarte bune au fost obținute utilizînd pentru căptușeala brîului gurilor de vînt blocuri din refractare magnezitice speciale – cu liant de spinel – și cu un conținut de 82–88 %MgO, 4–6 % Al_2O_3 și urme de Cr_2O_3. Pentru ca uzura să fie mai uniformă (fig. 2) sub aceste blocuri s-a introdus un strat de cărămizi mulitice (72 % Al_2O_3) [1].

La zidăria părților frontale se utilizează exclusiv numai cărămizi standardizate de cromomagnezită. Corespunzător

Tabela 1

RADEX Sortimente de cărămizi magnetice arse	Compoziția chimică, %						Proprietățile fizice								Locurile de montare
	MgO	Cr_2O_3	Fe_2O_3	Al_2O_3	CaO	SiO_2	Densitatea aparentă gf/cm³	Densitatea gf/cm³	Porozitatea aparentă, %	Rezistența la compresiune la rece, kgf/cm²	Rezistența la compresiune la cald 2 kgf/cm²	Căldura specifică (20–100 °C) kcal/kg, °C	Conductivitatea termică (600–1 200 °C), kcal/m·h°C	Dilatația termică liniară (20–1500°C), °C–1	
Cărămizi magnezitice speciale. Rezistență bună la șoc termic	~88,0	0,5	~3,5	~4,0	~1,8	~2,5	2,85– 2,95	~3,56	14–17	400–650	1 650 1 700	0,23	4,0 – 5,0 2,5 – 3,5	12,8·10⁻⁶	Zona gurilor de vînt convertizoare
Cărămizi magnezito-cromitice speciale. Rezistență foarte bună la șoc termic	~66,0	~15,0	~8,0	~5,8	~1,6	~3,0	3,00– 3,10	~3,76	17–20	400–550	1 650 1 750	0,21	2,0 – 2,5 2,0 – 2,5	10,7.10⁻⁶	Convertizor, inclusiv zona gurilor de vînt
Cărămizi cromomagnezitice din sinter ars simultan. Rezistență foarte bună la șoc termic	~58,0	~23,0	~9,5	~5,8	~0,9 ~1,0	~2,7	3,05– 3,15	~3,84	16–19	400–600	>1 700	0,21	2,0 – 2,5 2,0 – 2,5	11,0·10⁻⁶	Convertizor, inclusiv zona gurilor de vînt

cu mărimea convertizorului și a solicitărilor la care este supus, peretele frontal bazic are o grosime de 300–615 mm. Pereții frontali mai subțiri sînt prevăzuți, în majoritatea cazurilor, cu o izolație termică din cărămizi normale de șamotă cu o grosime de 65–125 mm. La partea expusă focului, zidăria bazică a peretelui frontal este prevăzută cu rosturi de dilatare atît pe orizontală, cît și pe verticală, în proporție de circa 0,5 % din dimensiunile interioare.

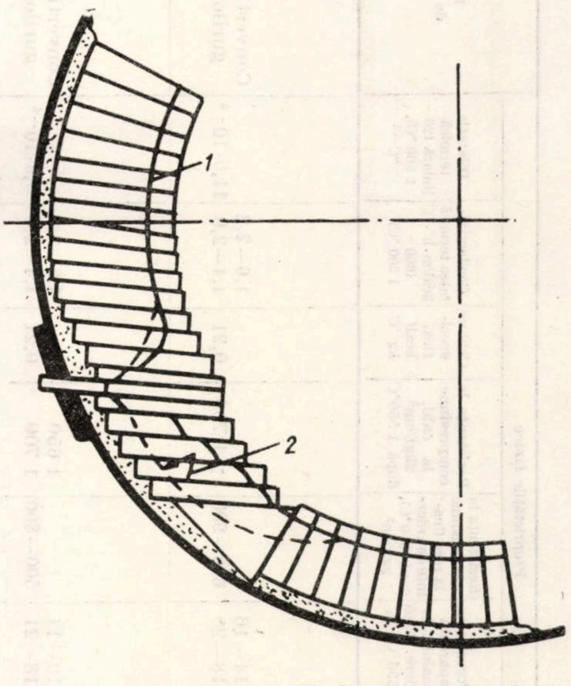


Fig. 2. Schema uzurii căptușelii din zona gurilor de vînt: 1 – uzura normală la sfîrșitul primei campanii; 2 – uzura în cazul folosirii cărămizilor mulitice.

Pentru a mări durabilitatea căptușelii, la unele uzine se aplică un strat de magnetită prin suflarea matei sărace fără adaos de SiO_2, metodă care este mult discutată de specialiști.

Valorile orientative pentru compoziția chimică și pentru principalele proprietăți ale cărămizilor refractare, utilizate la convertizoare, se prezintă în tabelele 1 și 2 [2].

Corelația dintre factorii tehnologici și deteriorarea căptușelii refractare a convertizoarelor. Uzura rapidă a căptușelii convertizoarelor este atribuită în cea mai mare măsură existenței protoxidului de cupru din zgură. Datorită proprietăților sale fizice și chimice, acesta exercită acțiuni multiple care converg toate la distrugerea căptușelii refractare. Protoxidul de cupru este caracterizat printr-o mare capacitate de curgere ceea ce determină, în perioada suflării, pătrunderea sa cu ușurință pe adîncimi considerabile în porii și fisurile cărămizilor, unde va reacționa energic cu sulfura în momentul turnării matei în convertizor: $2Cu_2O + Cu_2S \rightarrow 6Cu + SO_2$. Bulele de SO_2 pot rămîne închise în interiorul cărămizilor și exercită presiuni mari, provocînd distrugerea materialului refractar. O altă cauză a distrugerii structurii cărămizilor o constituie modificarea volumului ce survine în momentul cristalizării eutecticului $Cu-Cu_2O$, care se topește la 1 065 °C.

Un alt constituent al acestor zgure este PbO, care exercită, de asemenea, o acțiune distructivă: PbO formează cu C_2O_3 un eutectic – $PbO-5PbO \cdot Cr_2O_3$ – care are temperatura de topire foarte scăzută (785°C), determinînd dizolvarea unei părți din grăunții de Cr_2O_3. Această ipoteză a fost confirmată prin rezultatele cercetărilor efectuate cu ajutorul analizelor petrografice, asupra părții interioare a cărămizilor utilizate la căptușeala convertizoarelor [1], analize care au pus în evidență o scădere a numărului grăunților de Cr_2O_3 și apariția cromatului de plumb.

Pentru a se asigura o durabilitate mai mare a căptușelii refractare și pentru a se evita aceste inconveniente se impune

Tabela 2

RADEX Sortimente de cărămizi magnezitice legate chimic	Compoziţia chimică, %						Proprietăţile fizice								Locurile de montare
	MgO	Cr_2O_3	Fe_2O_3	Al_2O_3	CaO	SiO_2	Densitatea aparentă, gf/cm³	Densitatea aparentă, gf/cm³	Porozitatea aparentă (înainte de ardere, după 1 550 °C), %	Rezistenţa la compresiune la rece (înainte de ardere după 1550 °C), kgf/cm²	Rezistenţa la compresiune la cald, 2kgf/cm² după 1 550°C	Căldura specifică, kcal/kg °C	Conductivitatea termică kcal/m·h°·°C (600–1 200 °C)	Dilataţia termică liniară (20–1 500 °C), °C⁻¹	
Cărămizi cromomagnezitice (cu manta de tablă) I. Rezistenţă foarte bună la şoc termic	~59,0	~22,0	~8,5	~5,8	~1,1	~2,9	3,00–3,20 2,95–3,05 3,15–3,25	~3,83	14–16 18–20	600–900	>1 700	0,21	1,6–2,2 1,4–2,0	$11{,}0\cdot10^{-6}$	Convertizor; zona gurilor de vînt
Cărămizi cromomagnezitice (cu manta de tablă) II. Rezistenţă foarte bună la şoc termic	~50,0	~25,5	~12,4	~6,6	~1,0	~3,0	3,15–3,30 3,00–3,15 3,20–3,35	~3,88	10–14 18–21	500–800	1 650 1 700	0,21	1,6–2,2 1,4–2,0	$8{,}9\cdot10^{-6}$	Convertizor; zona gurilor de vînt

respectarea condiţiilor optime tehnologice ale procesului de convertizare privind:

— Cantitatea de mată convertizată G:

$$G = K\frac{1\,440\ V_0}{V_1},\ \text{t/24 h},$$

unde: V_0 este debitul specific de aer al convertizorului, ce poate varia între 150 şi 600 Nm³/t, în funcţie de mărimea convertizorului;

V_1 — debitul de aer necesar prelucrării unei tone de mată: 1 000—1 400 Nm³/t;

K — 0,7—0,8 — coeficientul de proporţionalitate;

— Debitul specific de aer al convertizorului (V_0);

$$V_0 = \frac{G\cdot V_1}{1\,440\cdot K},\ \text{Nm}^3/\text{t}.$$

— Debitul specific de aer pe gura de vînt a convertizorului (q);

$$q = 1{,}74\sqrt{\frac{p_1 - H_{hidr.}}{C}},\ \text{Nm}^3/\text{cm}^2\cdot\text{min},$$

unde:

p_1 este presiunea aerului, kg/cm²;

$H_{hidr.}-\gamma h$—rezistenţa hidraulică a băii (0,2—0,3 kg/cm²);

C — coeficientul rezistenţei hidraulice = 6,0—7,0

— Suprafaţa secţiunii gurii de vînt S:

$$S = \frac{V_0}{q},\ \text{cm}^2.$$

— Numărul gurilor de vînt în funcţiune (n_1):

$$n_1 = 127{,}2\,\frac{S}{d^2},$$

unde:

d este diametrul gurii de vînt, mm.

— Numărul gurilor de vînt instalate (se socoteşte o rezervă de 20%).

$$n_2 = (1{,}2-1{,}3)\ n_1$$

— Debitul de gaze de la convertizor pe secundă la temperatura, t:

$$V_t = \frac{G\cdot V_1^g(273+t)}{86\,400\cdot K\cdot 273},\ \text{m}^3/\text{s},$$

unde:

V_1^g este volumul de gaze la 1 t de mată, Nm³/t.

— Viteza gazelor în secţiunea gurii de încărcare W:

$$W = \frac{V_t}{S_g},\ \text{m/s},$$

unde:

S_g este secţiunea gurii de încărcare.

— Capacitatea suflantei cu un exces de aer (10—25%) pentru acoperirea pierderilor V_S:

$$V_S = (1{,}1-1{,}25)\ V_0,\quad \text{Nm}^3/\text{min}.$$

— Presiunea aerului p în conductele de aer (cu un exces de 10—20%):

$$p = (1{,}1-1{,}20)\ p_1\ (\text{kg/cm}^2),$$

unde:

p_1 este presiunea aerului (kg/cm²).

— Cantitatea de mată n_1 necesară pentru obţinerea unei tone de cupru:

$$m = \frac{100}{a-\left(0{,}005\,a+\frac{\text{Fe}}{0{,}5}\cdot\frac{\text{Cu}}{100}\right)},$$

unde:

a este cuprul în mată, %;
Fe — fierul în zgura de convertizor, %;
Cu — cuprul în zgura de convertizor, %.

Durabilitatea cărămizilor refractare din zona gurilor de vînt depinde, în primul rînd, de forma și calitatea cărămizilor, precum și de condițiile de încălzire, de montare și de funcționare. După unii autori [1]—[4] uzura rapidă a căptușelii din regiunea gurilor de vînt este determinată în mai mare măsură de factorii fizici decît de cei chimici. Această zonă suportă cele mai multe șocuri termice, suflarea începe înaintea pătrunderii gurilor de vînt în topituri; în acest scurt interval de timp are loc o bruscă scădere de temperatură, căptușeala ajungînd la circa 550 °C. La rotirea convertizorului tuburile gurilor de vînt se cufundă în masa topită și în decurs de cîteva secunde căptușeala ajunge la temperatura de regim. În 24 de h se petrec circa 80 de asemenea șocuri termice.

Adîncimea la care cuprul pătruns în porii și fisurile cărămizilor se găsește în fază lichidă este funcție de temperatură; astfel, la 1 150 °C adîncimea minimă este de 9,5 mm, iar la 1 200°C această zonă întrece 12,5 mm. În cazul cărămizilor impregnate în prealabil cu cupru, adîncimea la care rămîne în stare lichidă atinge valori și mai mari. În timpul topirii intermitente, solidificarea metalului în interiorul cărămizilor provoacă tensiuni care au ca rezultat distrugerea legăturilor dintre granulele materialului refractar. Aceste straturi degradate se desprind parțial sau în întregime, datorită șocurilor mecanice provocate de curățarea gurilor de vînt, operație ce se efectuează de mai multe ori în 24 h.

Durata căptușelii refractare poate fi prelungită dacă se evită variațiile bruște de temperatură și dacă baia din convertizor se menține în domeniul de 1 200—1 250 °C. În ceea ce privește principalii factori care influențează comportarea căptușelii refractare, merită a fi menționați următorii:

— Compoziția matei. La o serie de uzine [2], [3] s-au obținut rezultate foarte bune cînd s-a utilizat pentru convertizare matele cu 45—50% Cu. Matele mai sărace atacă mai puternic căptușeala refractară, micșorînd în mare măsură durabilitatea acestora.

— Diametrul gurilor de vînt și distanța dintre ele. Cele mai bune rezultate care au asigurat o durabilitate mărită a materialului refractar s-au obținut în cazul convertizoarelor cu 48 guri de vînt, distanțate între ele cu 150 mm. Pentru a se asigura o suflare normală și a se provoca o uzură uniformă a căptușelii convertizorului, gurile de vînt au diametre diferite: gurile de vînt centrale și cele de la extremități au diametrul de 44 mm, iar celelalte, de 51 mm.

— Prezența unor elemente sau compuși nedoriți: fenomenul este întîlnit la convertizarea matelor complexe; în ceea ce privește efectul zincului și al plumbului, s-a constatat că peste anumite limite durabilitatea căptușelii refractare începe să scadă.

În ceea ce privește prezența altor compuși cum ar fi soda calcinată, s-a constatat o uzură excesivă a întregii căptușeli refractare.

— Fondantul. Durabilitatea căptușelii refractare este mult mărită dacă granulația fondantului este cuprinsă între 13 și 37 mm și dacă se menține un raport $SiO_2 : Al_2O_3$ egal cu 8/1; în felul acesta se asigură apariția unor zgure fluide și totodată formarea unor acoperiri protectoare a căptușelii refractare. Pe de altă parte, o campanie mai lungă a convertizorului se poate obține dacă se utilizează o rocă silicioasă de carieră (circa 80% SiO_2) care fiind dură, antrenarea de praf va fi minimă.

Durabilitatea zidăriei din zona gurilor de vînt în comparație cu restul căptușelii este, în general, de circa 1 :4—1 :6. Astfel se poate menționa mărirea durabilității căptușelii refractare prin menținerea temperaturii zidăriei convertizorului cu arzătoare suplimentare în cursul întreruperilor de funcționare, între șarje și în cursul opririlor mai îndelungate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Philip T. P. *Converter metallurgy and refractary practice associated with the treatment of polymetallic. Matte at Tsumele*, S. W. Africa — Journal of Metals, nr. 8, 1969, p. 38—45.

[2] Radenthein H. L. *Despre căptușeala bazică a cuptoarelor din industria cuprului*. Radex — Rundschau, 1968, p. 349—390.

[3] Kramlick E. *Exploatarea materialelor refractare la convertizoarele de cupru*. Journal of Metals, nr. 10, 1968, p. 43—53.

[4] Konopicky K. *Les materiaux de construction refractaires*. Paris, Dunod, 1968.

[5] Oprea Fl. și alții. *Metalurgia Pb, Cu și Zn*. București, Ed. tehnică, 1967.

◆

RECENZII

I. Franțiu. MATERIALE METALICE PLACATE. *București, Editura tehnică, 1969, 203 pag., 90 fig.*

Deşi în literatura tehnică de specialitate din ultimii ani au apărut o serie de articole privind materialele metalice placate, se simţea nevoia unei lucrări mai complete, care să trateze sintetic problemele cele mai importante legate de acest domeniu.

Cartea recenzată urmăreşte tocmai umplerea acestui gol, prezentînd într-o singură lucrare aspectele cele mai importante ale placării materialelor metalice (sortimente, proprietăţi, tehnologii de fabricaţie, domenii de utilizare, aspecte economice etc.)., concentrate în trei capitole.

Capitolul I ,,Caracteristicile şi particularităţile materialelor metalice placate" cuprinde sortimentele caracteristice, proprietăţile principale (mecanice, termice, electrice şi magnetice etc.), îmbinarea componentelor şi caracteristicile zonei de placare (tipuri de îmbinare, compoziţia şi structura zonei de placare, aderenţa straturilor), comportarea la coroziune, încercarea şi verificarea caracteristicilor (mecanice, tehnologice, fizice, structurale, chimice, de îmbinare, de coroziune).

Capitolul II ,,Tehnologiile de fabricaţie ale materialelor metalice placate" tratează tehnologiile cele mai răspîndite pentru fabricarea materialelor metalice placate.

Placarea prin topire şi turnare se aplică în special în cazul cînd temperatura de topire şi de prelucrare prin deformare plastică la cald diferă mult la cele două componente (bimetale cu bronz şi compoziţie pentru cuzineţi, semifabricate bimetalice turnate), precum şi pentru fabricarea unor piese turnate cu caracteristici diferite la suprafaţă şi în miez (de exemplu cilindri de laminor).

Placarea prin deformare plastică este procedeul cel mai des utilizat pentru fabricarea materialelor metalice placate. La acest procedeu îmbinarea metalelor componente se obţine în urma presiunilor dezvoltate în timpul laminării. Placarea prin deformare plastică se poate realiza după trei procedee: procedeul lingoului compus, procedeul sudării electrice şi procedeul pachetului compus. Primele două procedee sînt răspîndite în special în U. R. S. S., iar al treilea procedeu se aplică pe scară largă în ţările occidentale (în ultimul timp se remarcă şi în U. R. S. S. tendinţa de a trece la acest procedeu). Capitolul cuprinde produsele cele mai răspîndite obţinute prin această metodă de placare: bimetale pentru cuţite industriale, bimetale cu oţel inoxidabil, bimetale cu aliaje şi metale neferoase (nichel, cupru, aluminiu, titan etc.), bimetale pentru cuzineţi, termobimetale, profile şi sîrmă placate, ţevi placate.

Ultima parte a capitolului tratează alte procedee de placare (prin sudare, brazare, difuziune, explozie etc.), mai puţin răspîndite în prezent; unele din aceste procedee (placarea prin explozie) sînt însă în continuă dezvoltare şi se poate considera că vor avea o răspîndire din ce în ce mai largă.

Capitolul III tratează prelucrarea şi utilizarea materialelor metalice placate. Sînt arătate comportările materialelor placate la operaţiile de debitare,îndreptare, deformare la rece şi la cald, sudare etc.

Într-un subcapitol foarte interesant sînt arătate posibilităţile şi domeniile de utilizare a materialelor placate, indicîndu-se exemple caracteristice de utilaje şi echipamente realizate în diverse ţări.

Într-un alt subcapitol se analizează economicitatea materialelor placate, cu numeroase exemple şi date concrete, rezultînd avantajul economic obţinut prin utilizarea acestor materiale în locul oţelurilor şi a altor metale neplacate. Ultima parte a capitolului cuprinde tendinţele actuale în fabricarea şi utilizarea materialelor metalice placate.

Lucrarea se caracterizează printr-un nivel ridicat de tratare a problemelor, printr-o sistematizare avansată şi printr-un stil adecvat, ceea ce asigură o expunere clară şi uşor de urmărit.

Un merit deosebit al lucrării constă în bibliografia extrem de bogată (178 de titluri), permiţînd astfel cititorului aprofundarea unor probleme de detaliu.

În ansamblu, cartea recenzată reprezintă o lucrare valoroasă atît din punct de vedere teoretic, cît şi practic, aducînd o contribuţie la îmbogăţirea literaturii tehnice în domeniul placării metalelor. Lucrarea se adresează producătorilor şi consumatorilor de semifabricate placate din industria metalurgică şi, respectiv, din industria constructiilor de maşini, din industria chimică, electrotehnică etc.

Ing. *A. LEDERER*

I. Tarnovski, R. Vaisburd şi G. Eremeev. AUTOMATIZAŢIA PROIECTIROVANIA TEHNOLOGHII GARIACEI ŞTAMPOVKI (Automatizarea proiectării tehnologiei matriţării la cald). *Moscova, Maşinostroenie, 1969, 240 pag., 40 tab. şi 53 de referinţe bibliografice*

Lucrarea recenzată se adresează inginerilor din secţiile de forje, îndeosebi celor ce se ocupă cu automatizarea proiectării proceselor tehnologice.

În capitolul I ,,Bazele matematice ale automatizării proceselor tehnologice" sînt redate noţiunile introductive cu privire la teoria mulţimilor, analiza funcţională, teoria probabilităţii, matematica statistică, teoria plasticităţii şi datele programării.

În capitolul II ,,Stabilirea temei de bază şi prelucrarea algoritmilor tehnologici pentru proiectarea proceselor de matriţare" sînt tratate problemele cu privire la stabilirea temei necesare automatizării proiectării proceselor de matriţare, folosirea metodelor din teoria deformaţiilor plastice pentru cercetarea proceselor de matriţare la cald şi folosirea metodelor de matematică statistică pentru prelucrarea algoritmilor de calcul ai parametrilor de matriţare.

Capitolul III ,,Algoritmii tehnologici de proiectare a proceselor de matriţare" se ocupă de programele de întocmire a desenului de piesă matriţată şi a fişei tehnologice, precum şi de proiectarea matriţelor pentru matriţarea la ciocane şi a celor pentru debavurare.

Ultimul capitol (cap. IV) ,,Programul de proiectare a procesului tehnologic de matriţare a corpurilor de revoluţie" conţine programe tipizate (standard) de întocmire a desenului de piesă matriţată, a fişelor tehnologice de matriţare şi a desenelor de matriţă.

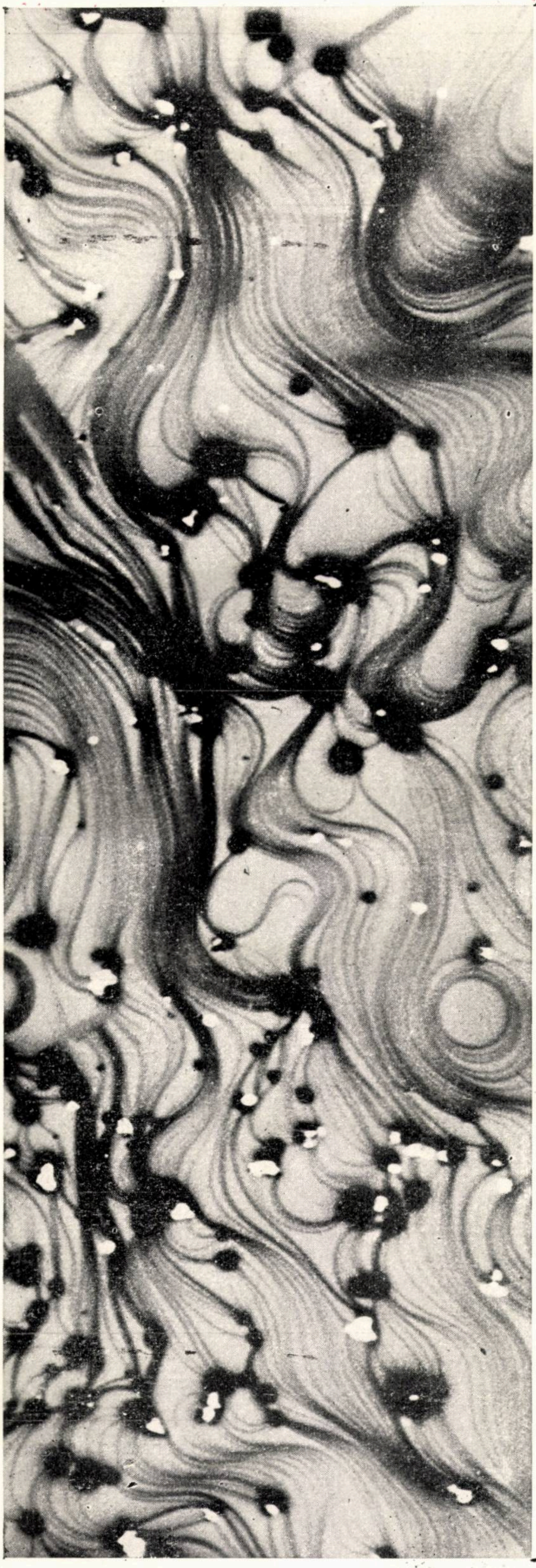
Atît capitolul I, care prin conţinutul său constituie un capitol introductiv, cît şi restul capitolelor, care se ocupă numai de automatizarea proiectării tehnologiilor de matriţare, sînt scrise la un nivel accesibil inginerilor metalurgi. Lucrarea conţine şi exemple de folosire practică în uzină a programelor de proiectare pentru procesele de matriţare la cald, executate cu ajutorul maşinilor electronice de calcul.

Subliniind meritul deosebit de mare al autorilor pentru întocmirea unei lucrări care îmbină armonios rezultatele cercetării proprii cu rezultatele publicate deja în literatura de specialitate în problema automatizării proiectării tehnologiei de matriţare, remarcăm totuşi că, valoarea lucrării ar fi crescut mai mult dacă pe lîngă piesele matriţate, avînd configuraţia corpurilor de revoluţie, ar fi fost analizate şi piese de alte configuraţii.

Ţinînd seamă că în literatura de specialitate numărul lucrărilor referitoare la automatizarea proiectării de matriţare este foarte redus şi că în majoritatea lor aceste lucrări abordează probleme din domenii mult mai limitate decît lucrarea recenzată, considerăm că lucrarea menţionată va fi de un real folos inginerilor care lucrează în şi pentru secţiile de forjă.

Dr. ing. *V. I. POPESCU*

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883



CARL ZEISS
JENA

Probleme în metalurgie?

Sistemul nostru de aparate „Metalurgia" garantează soluționarea exactă și rațională a problemelor de structură și analiză ivite în procesele metalurgice.

Componentele sistemului nostru de aparate oferă, pe baza posibilităților de completare și interschimbabilitate, o adaptare optimă la problemele speciale de analiză a materiei prime, a controlului proceselor de producție și a controlului calității, impuse de activitatea de cercetare și producție în metalurgie.

În afară de aceasta combinarea sistemului de aparate cu instalații de prelucrare a datelor și cu un sistem de comunicații creează premisele pentru o conducere modernă a întreprinderii.

VEB Carl Zeiss JENA
Republica Democrată Germană

Publicom

CENTRUL DE DOCUMENTARE ȘI PUBLICAȚII TEHNICE AL INDUSTRIEI METALURGICE

pune la îndemîna celor interesați lucrări de informare și documentare în metalurgie

DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru cadrele de conducere		Buletinul tratează noutăți tehnice și de organizare, conducere, planificare și eficiență economică în industria metalurgică, semnalînd totodată noutăți din literatura străină de specialitate în probleme de importanță deosebită pentru cadrele de conducere
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru industria siderurgică (cocserie, furnale, oțelărie, laminoare, metalurgie fizică, tratamente termice, control tehnic, laboratoare) și pentru industria materialelor refractare, abrazive, cărbunoase		Buletinul conține sinteze documentare, rezumate ample ale celor mai interesante articole și știri, selecționate din literatura tehnică de specialitate, privind probleme tehnico-științifice și de dezvoltare, tehnologii, produse noi, utilaje, prezentări ale rapoartelor tehnice de deplasări în străinătate, ale materialelor obținute de la diferite congrese, conferințe și simpozioane internaționale de specialitate
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru tehnicieni și maiștri		Buletinul pune la îndemîna tehnicienilor și maiștrilor, precum și a muncitorilor de înaltă calificare, traduceri de articole din reviste de specialitate și cărți tehnice, privind probleme de tehnologie, exploatare și întreținere a utilajelor, organizarea locului de muncă, diferite date folositoare în producție, mecanizări. Buletinul apare în 6 serii de specialitate (cocsari, furnaliști, oțelari, laminatori, refractariști, abraziviști)
INFORMARE PE TEME (la cererea uzinelor)	Semnalări bibliografice	Pe baza temelor date de beneficiar se semnalează periodic (la 2—4 săptămîni) toate articolele de reviste, cărțile tehnice, standardele, brevetele de invenție, cataloagele și prospectele tehnice și alte materiale documentare tratînd temele respective. Semnalarea se face sub formă de fișe bibliografice și se asigură pe bază de abonamente.
	Culegeri de material documentar	Pentru temele la care uzinele se abonează, Centrul de documentare se obligă să pună la dispoziție materialele în original sau în copii xerox. Parte din aceste materiale pot fi livrate chiar traduse.
	Sinteze documentare	Lucrări de specialitate pe o temă dată, cuprinzînd ultimele realizări și noutăți din literatura de specialitate pe plan mondial.
CATALOGUL CĂRȚILOR DE METALURGIE		Semnalează trimestrial toate cărțile din domeniul metalurgiei primite de bibliotecile din țară
BULETINUL INTERN		Buletinul conține acte cu caracter normativ, emise de Ministerul Industriei Metalurgice sau alte ministere și organe centrale, care sînt obligatorii pentru unitățile din ramura industriei metalurgice.

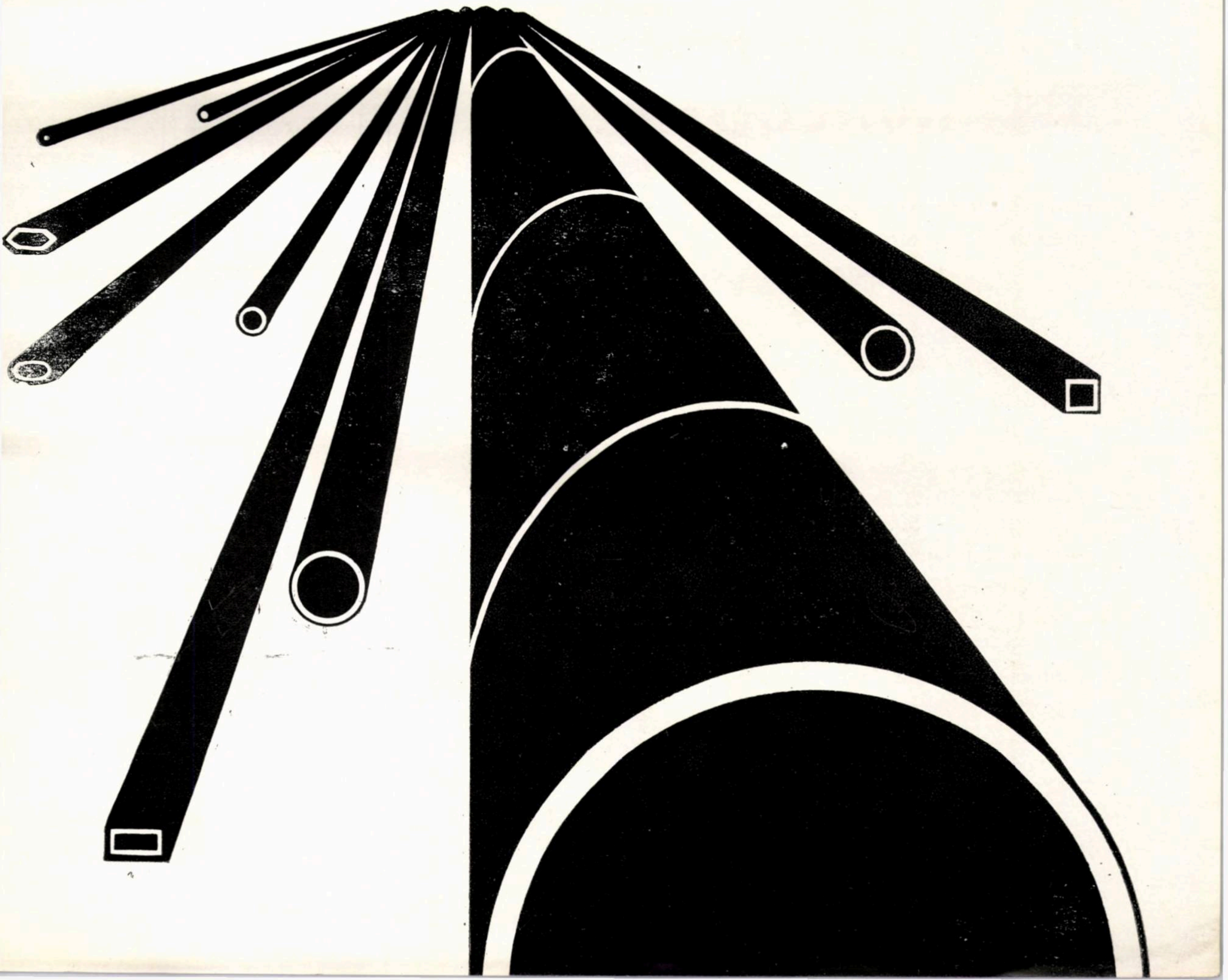
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

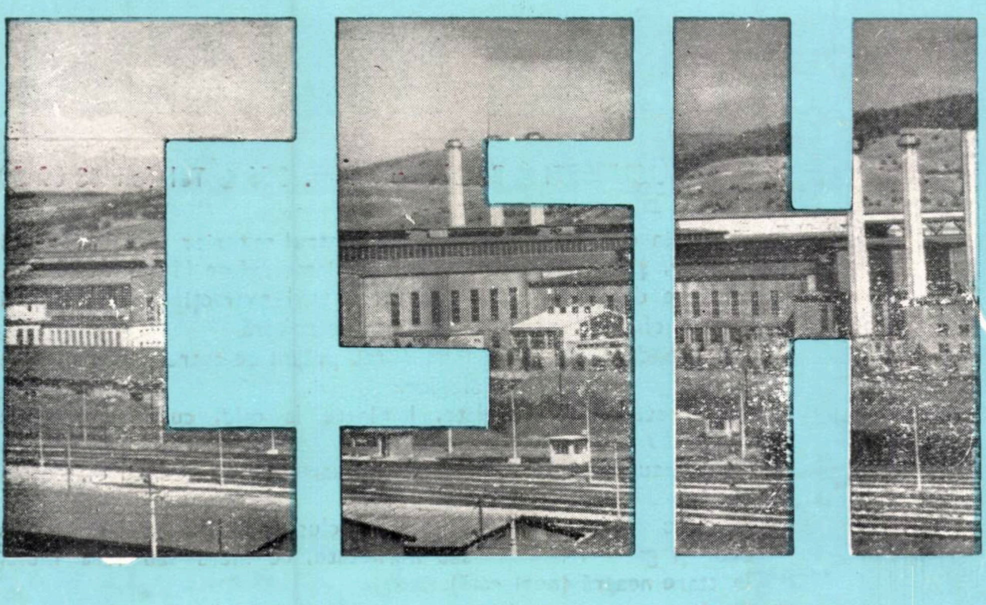
UZINA
DE
ŢEVI
REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE: Ţevi din oţel fără sudură, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv, şi ţevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419 — 1 020 mm.

- Burlane de tubaj, prăjini de foraj, ţevi extracţie, conducte, ţevi sudate elicoidal pentru industria petrolieră.
- Burlane de foraj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere pentru prospecţiuni geologice.
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 25 — 159 mm, pentru construcţii.
- Ţevi rotunde şi profilate trase sau laminate la rece, cu diametrul de 6 — 57 mm, pentru construcţii.
- Ţevi cu diametrul pînă la 5 inci inclusiv, pentru instalaţii — apă, abur şi gaz —, filetate sau nefiletate, cu mufă sau fără mufă, în stare neagră (nezincată).
- Ţevi sudate elicoidal pentru conducte de apă, termoficări, construcţii metalice, conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei.

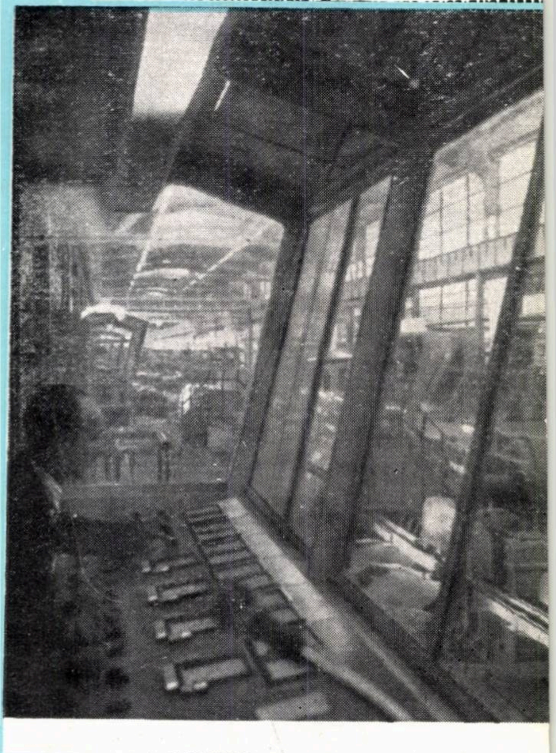


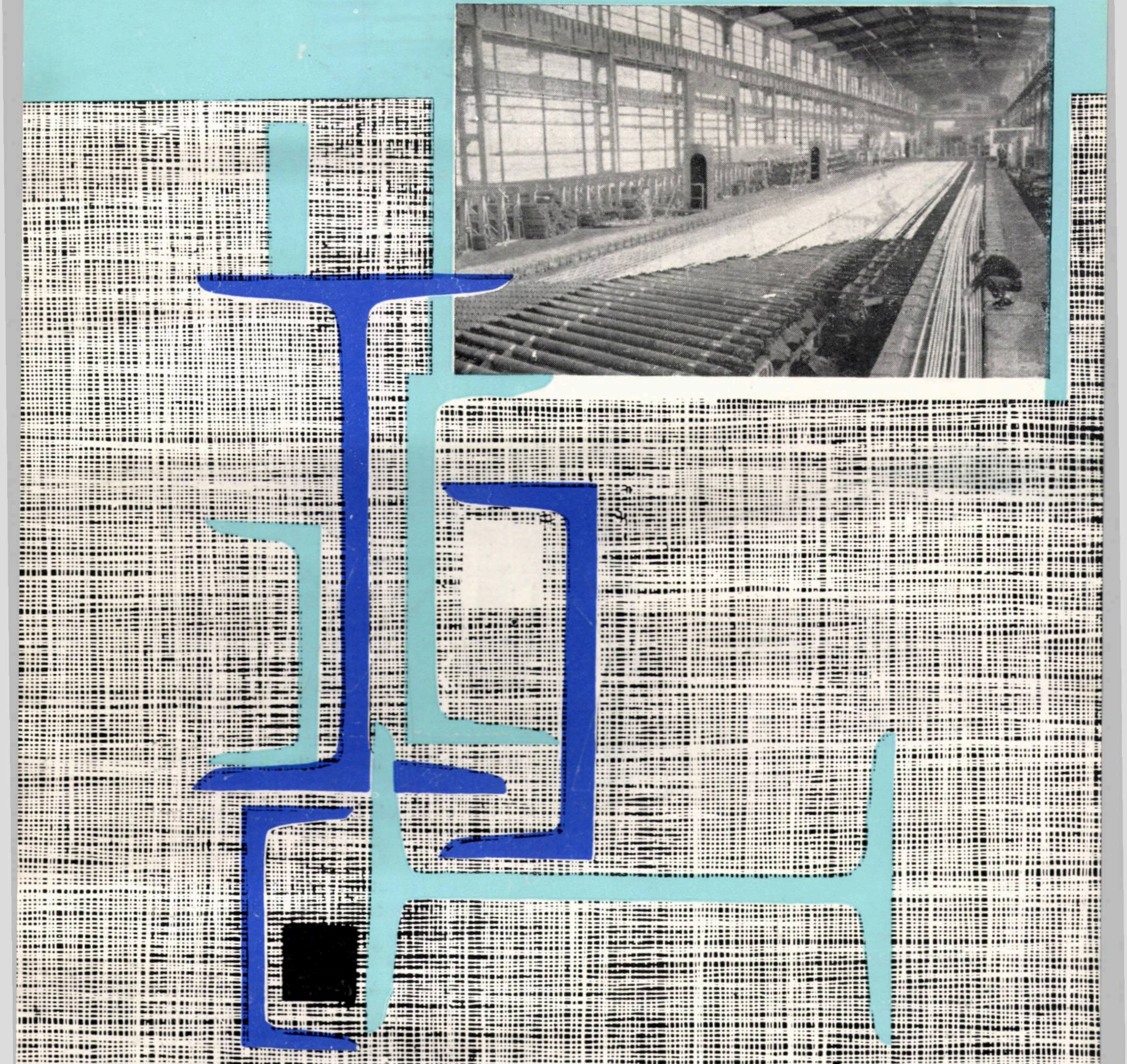


COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate:

- rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm
  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- late de 20 x 5— 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
- țagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70 — 400 × 400 mm
- oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.





Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934

ENERGOMACHEXPORT
MOSKVA SSSR

Aparate automate și semiautomate pentru sudarea în atmosferă protectoare

- garantează o rezistență mecanică excepțională a îmbinărilor sudate
- permit lucrul în pozițiile cele mai diferite
- datorită greutății reduse a capului de sudare manipularea este extrem de ușoară

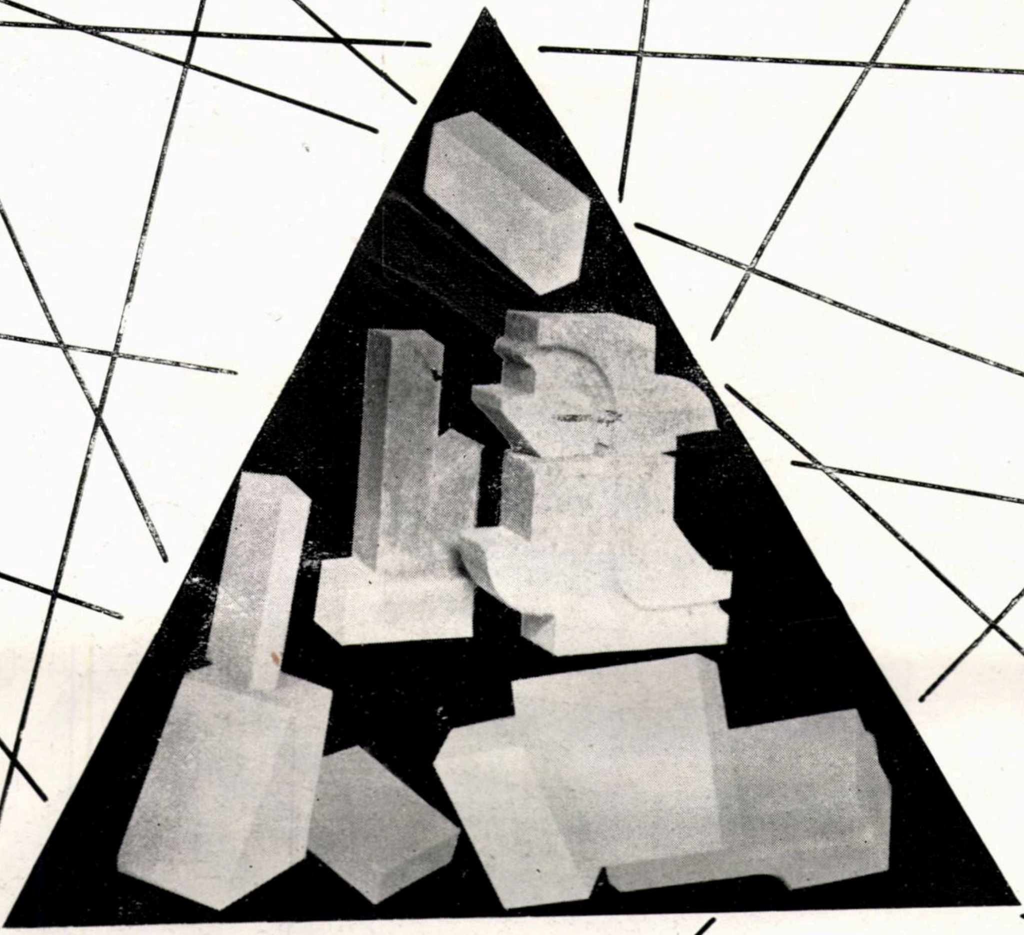
Cînd interesele d-voastră sînt în joc gîndiți-vă la aparatele ADPG — 500, PDG — 301, PDG — 302, A — 537, A — 547 U, A — 825 M, UDG — 301, UDG — 501

Exportator:

V/O ENERGOMACHEXPORT

Mosfilmovskaia 35
Moscova, V-330, U.R.S.S.
Telex: 255

Publicom



Produse refractare

„SILICA"

cu un grad mare de complexitate privind forma şi dimensiunile, utilizate la construirea cuptoarelor electrice şi cuptoarelor Martin pentru elaborarea oţelului, cuptoarelor pentru topit sticla, cuptoarelor pentru laminoare etc.

Execută:

Fabrica de produse refractare
„9 MAI" Turda • Str. Armata roşie nr. 35
Jud. Cluj • Telefon 1450

TEPRO

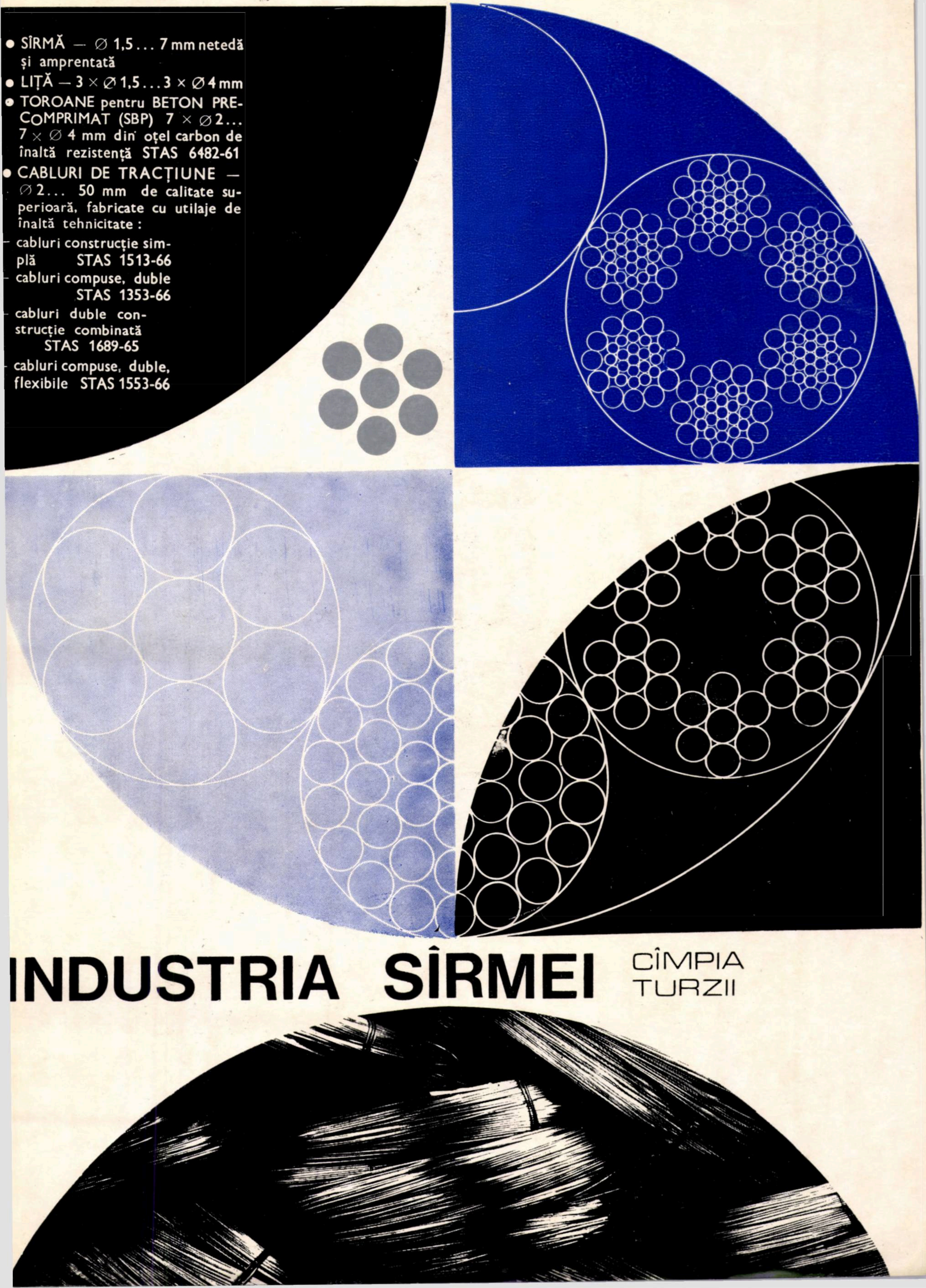
UZINA METALURGICĂ IAȘI

Șoseaua Țuțora nr. 132

Produce și livrează

Produse tubulare sudate pe generatoare:

- Țevi pentru instalații de apă, de gaz și de abur cu filet și mufă sau fără filet, negre sau zincate, cu diametrul de 3/8 — 4 inci.
- Țevi pentru construcții de precizie obișnuită, laminate la cald sau la rece, cu diametrul de 10 — 114 mm și grosimea peretelui de 1 — 4,5 mm.
- Țevi pentru construcții de precizie înaltă, trase la rece, cu diametrul de 8 — 60 mm și grosimea peretelui de 1 — 3 mm.
- Țevi profilate — pătrate, dreptunghiulare și ovale, cu perimetrul secțiunii de 80 — 220 mm și grosimea peretelui de 1 — 3 mm.
- Tuburi de protecție pentru conductori electrici tip PEL 9 — PEL 48 (Pantzer).



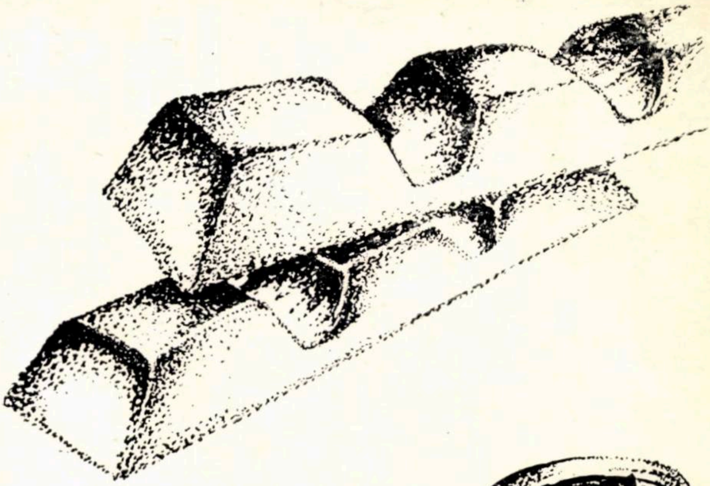
- SÎRMĂ — ∅ 1,5 ... 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × ∅ 1,5 ... 3 × ∅ 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × ∅ 2 ... 7 × ∅ 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61
- CABLURI DE TRACȚIUNE — ∅ 2 ... 50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate:
  - cabluri construcție simplă STAS 1513-66
  - cabluri compuse, duble STAS 1353-66
  - cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65
  - cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66

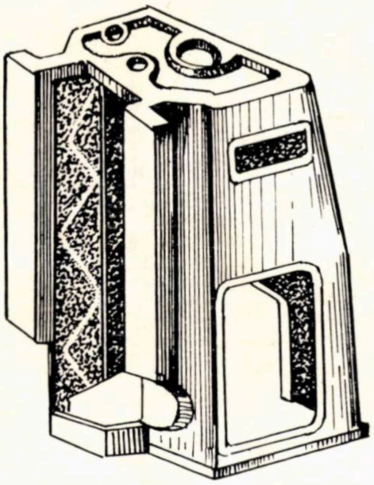
INDUSTRIA SÎRMEI

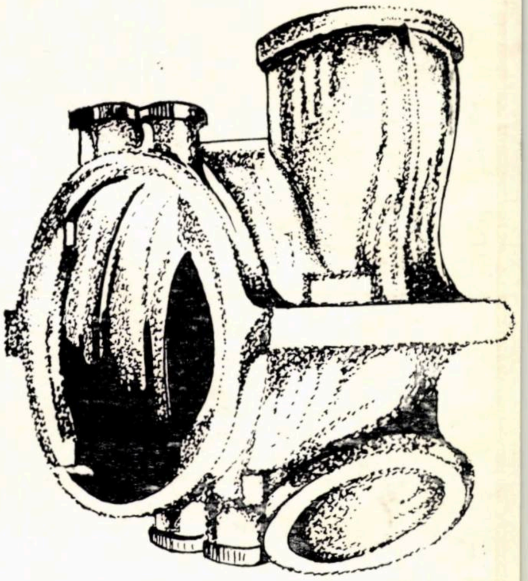
CÎMPIA
TURZII

Uzina „Victoria" Călan

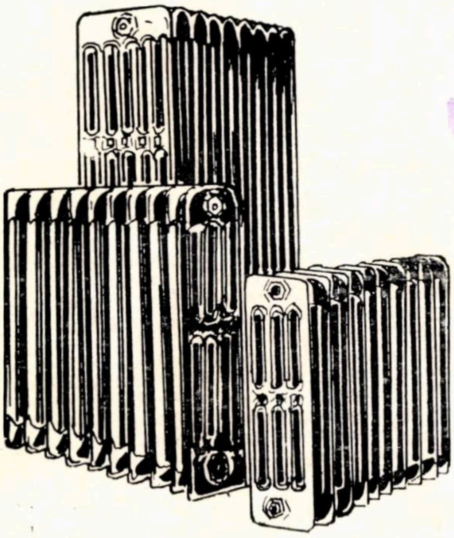
Produce și livrează



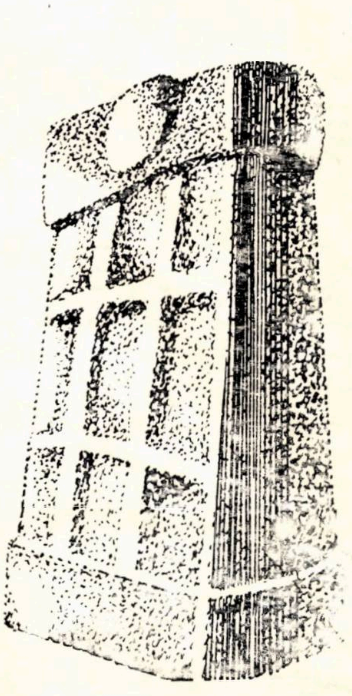


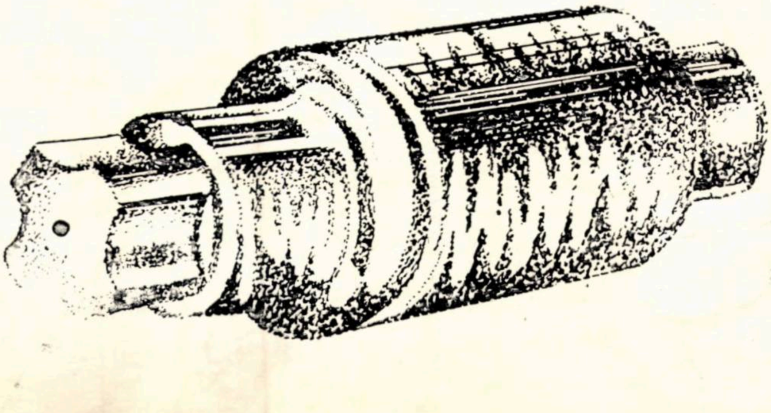


- Fontă cenușie STAS 882—65
- Piese de schimb pentru siderurgie
- Piese pentru mașini-unelte
- Radiatoare din fontă
- Cilindri din fontă pentru laminoare
- Lingotiere
- Maselotiere
- Pîlnii de turnare
- Poduri de turnare
- Semicocs
- Cocs fluidizare
- Cocs brichete din cocs petrol



1974 [illegible] 1 6





E 3280

04

METALURGIA

8

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXII • Nr. 8 • AUGUST 1970

UZINA DE ȚEVI „REPUBLICA" —București

SECȚIA ȚEVI SUDATE

Șoseaua Colentina nr. 461, Telefon 354910

PRODUCE:

Țevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419; 470; 520; 620; 720: 820; 920 și 1020 mm și cu grosimi de perete de 4 – 9 mm (7 – 8 mm grosime pentru diametrele de 419 – 521 mm; 8 – 9 mm grosime pentru diametrele de 620 – 1020 mm),
utilizate la conducte magistrale, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.

E 3280

METALURGIA

Anul 22 nr. 8 august 1970

CUPRINS

Industria siderurgică din Republica Socialistă România în etapa actuală 473

STUDII ŞI CERCETĂRI

Urseanu A. : **Sinteza experimentărilor privind înlocuirea cocsului metalurgic cu alţi combustibili la aglomerarea minereurilor** 476

Tarpan C., Ştefanache F. şi Levcovici D. Th. : **Contribuţii la stabilirea condiţiilor optime pentru reducerea pierderilor de metal la convertizoarele L.D.** 480

Geru N., Ursache M. şi Chircă D. : **Determinarea distribuţiei intensităţii în liniile de difracţie de pe roentgenograme** 484

Ciocea N. şi Mogoşanu Elena: **Cilindri pentru bara dopului cu conţinut ridicat de Al_2O_3** 491

REALIZĂRI TEHNICE

Voinescu H. şi Popescu M. : **Consideraţii privind caracteristicile ţevilor din oţel fără sudură destinate industriei petroliere** 496

Calboreanu Gh. :**Turnarea oţelului feritic T 12 CrMoVNiCu în piese** 501

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Wanyorek C.: **Procedeu şi maşină pentru prelucrarea plastică spaţială (matriţarea din trei direcţii)** 506

Brănişteanu V., Belzo O., Berescu T., Teodoriu A. E. şi Acker C. : **Elemente de calcul pentru raza de îndoire la fabricarea profilelor formate la rece** . . . 511

Racz O.: **Execuţia miezurilor din amestecuri preparate cu lianţi furanici** 513

Oprea Fl: **Consideraţii termodinamice privind rafinarea cuprului de convertizor** 516

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Hătărăscu Ov., Stoicovici E. şi Dian L.: **Peletizarea minereurilor de fier** 520

Ionescu E. : **Transportul produselor siderurgice în vrac cu ajutorul benzilor rulante acţionate cu motoare electrice lineare** 524

Negrea I. : **Metode tehnologice moderne de fabricare a corpurilor abrazive. I. Procedeul vibropresării — metodă nouă de fasonare a corpurilor abrazive** 528

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Chindler N. şi Popa S.: **Aspecte social-economice ale activităţii siderurgice în împrejurimile Hunedoarei în perioada secolelor XVI—XVIII** 533

RECENZII 490

ŞTIRI 532

COMITETUL DE REDACȚIE

N. Craft, Tr. Dumitrescu, Suzana Gîdea, V. Holban, A. Ieremia, I. Ilca, G. Miheț, I. Moldovan, N. Murguleț, Fl. Oprea, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, I. Prisecaru, Maria Roșianu, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ștefănescu, O. Takacs, I. Tripșa, Silvia Vacu, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Șef rubrică: Georgeta Comșa

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România—Redacția și administrația, București, Str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T.—M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sectorul 1. M.I.M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc.

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/966."

c. 5529

42 406

SOMMAIRE

CD 669.1.(498)

L'industrie sidérurgique de la Roumanie dans l'étape actuelle.

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 473–475

CD 622.785.001.89 : 662.741.3 : 662.62

Urseanu A. : **La synthèse des expérimentations concernant le remplacement du coke métallurgique par d'autres combustibles pour l'agglomération des minérais.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 476–479

CD 669.184.244.66.001.89

Tarpan C., *Ştefanache F.* et *Levcovici D. Th.* : **Contributions à l'établissement des conditions optima pour la réduction des pertes de métal dans les convertiseurs LD.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 480–483

CD 543.422.8 : 669.018.65

Geru N., *Ursache M.* et *Chircă D.* : **La détermination de la distribution de l'intensité dans les lignes de diffraction, sur les röntgénogrammes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 484–490

CD 621.746.32 :666.76

Ciocea N. et Mogoşanu Elena: **Cylindres pour la barre du bouchon à teneur élevée en Al_2O_3.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 491–495

CD 621.774.3 : 622.24

Voinescu H. et *Popescu M.* : **Considérations concernant les caractéristiques des tubes en acier sans soudure, destinés à l'industrie pétrolière.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 496–500

CD 669.15'24'26'28'3'292–194 : 621.74

Calboreanu Gh. : **Le moulage de l'acier ferritique T 12 CrMoVNiCu en pièces.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 501–505

CD 621.979.073

Wanyorek C. : **Le procédé et la machine pour l'usinage plastique spatial — le matriçage à partir de trois directions.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 506–510

CD 621.771.261 : 621.77.016.3

Brănişteanu V., *Belzo T.*, *Teodoriu A. E.* et *Acker C.* : **Eléments de calcul pour le rayon de repliage à la fabrication des profils formés à froid.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 511–512

CD 621.743.4

Racz O. : **L'exécution des noyaux à partir de mélanges préparés avec des liants à base de fourane.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 513–515

CD 669.34 :536.7

Oprea Fl. : **Considérations thermodynamiques concernant le raffinage de cuivre pour convertiseurs.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 516–519

CD 622.788 :669.162.12

Hătărăscu Ov., Stoicovici E. et Dian L. : **Le pelletage des minérais de fer.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 520–523

CD 669.1 : 621.867.2 : 621.313

Ionescu E. : **Le transport des produits sidérurgiques en vrac à l'aide des bandes roulantes actionnées par des moteurs électriques linéaires.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 524–527

CD 621.921 :621.979.1

Negrea I. : **Méthodes technologiques modernes pour la fabrication des corps abrasifs. I. Procédé de vibropressage une nouvell méthode pour la faconuage des abrasifs.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 528–532

CD 669.1.013.5.(498)

Chindler N. et *Popa S.* : **Aspects sociaux et économiques de l'activité sidérurgiques dans les environs de Hunedoara dans la période XVI–XVIII siècles.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 533–535

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.1(498)
Современная черная металлургия Румынии
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 473–475

ДК 622.785.001.89 : 662.741.3 : 662.62
Урсяну А.: **Обзор испытаний по замене металлургического кокса другими топливами при спекании руд.**
Metalurgia 22 (1970) · nr. 8. p. 476–479

ДК 669.184.244.66.001.89
Тарпан К., Штефанаке Ф. и *Левкович Д. Т.:* **Контрибуции к определению оптимальных условий снижения потерь металла в конвертерах.**
Metalurgia 22(1970). nr. 8. p. 480–483

ДК 543.422.8 :669.018.65
Дэжеру Н., Урсаке М. и *Киркэ Д.:* **Определение распределения интенсивности дифракционных линий рентгенограмм.**
Metalurgia 22(1970). nr. 8. p. 484–490

ДК 621.746.32 :666.76
Чочя Н. и *Могошану Елена:* **Цилиндры для стопорных стержней с повышенным содержанием глинозема.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 491–495

ДК 621.774.3 : 622.24
Воинеску Х. и *Попеску М.:* **О характеристиках стальных бесшовных труб для нефтяной промышленности.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 496–500

ДК 669.15'24'26'28'3'292–194 : 621.74
Калборяну Г.: **Производство деталей отлиых из ферритной стали Т 12 CrMoVNiC.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 501–505

ДК 621.979.073
Ваниорек К.: **Способ и машина для пластической пространственной обработки — трехсторонняя штампкова.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 505–510

ДК 621.771.261 : 621.77.016.3
Брэништяну В., Белзо О., Береску Т., Теодориу А. Е. и *Акер К.:* **Расчетные элементы для радиуса изгиба при производстве профилей путем холодной обработки.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 511–512

ДК 621.743.4
Ракс О.: **Производство стержней из формовочных смесей, изготовленных на фурановых связках.**
Metalurgia (22 (1970). nr. 8. p. 513–515

ДК 669.34 : 536.7
Опря Фл.: **Термодинамические соображения, к асающиеся рафинирования конвертерной меди.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 516–519

ДК 622.788 :669.162.12
Хэтэрэску О., Стойкович Е. и *Диан Л.:* **Пелетизация железных руд.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 8. p. 520–523

ДК 669.1 : 621.867.2 : 621.313
Ионеску Е.: **Транспорт насыпью изделий черной металлургии при помощи конвейерных лент, приводимых в действие линейными электродвигателями.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 524–527

ДК 621.921 : 621.979.1
Негря И.: **Современные технологические методы производства абразивных тел. Способ вибропрессования — новый метод формования абразивных тел.**
Metalurgia 22 (1970). nr. 8. p. 528–532

ДК 669. 1. 013. 5 (498)
Киндлер Н и. *Попа С.:* **Социально-экономические аспекты металлургической деятельности в окрестностях Хунедоары в период XYI— XYIII веков.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 8. p. 533–535

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.1.(498)

Gegenwärtige Entwicklungsstufe der siderurgischen Industrie in Rumänien.

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 473–475

DK 622.785.001.89 : 662.741.3 : 662.62

Urseanu A. : **Zusammenfassung der Erforschungen über die Ersetzung des metallurgischen Kokses durch andere Brennstoffe in der Erzagglomeration.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 476–479

DK 669.184.244.66.001.89

Tarpan C., *Ştefanache F.* und *Levcovici D. Th.* : **Beiträge zur der Feststellung der Optimalbedingungen für eine Verminderung der Metallverlüste im L. D. Konverter.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 480–483

DK 543.422.8 : 669.018.65

Geru N., *Ursache M.* und *Chircă D.* : **Feststellung der Intensitätsverteilung in den röntgenographischen Diffraktionslinien.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 484–490

DK 621.746.32.666.76

Ciocea N. und Mogoşanu Elena : **Kolben für Stopfenstangen mit hochem Al_2O_3 Gehalt.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 491–495

DK 621.774.3 : 622 24

Voinescu H. und *Popescu M.* : **Berücksichtigungen über die Eigenschaften der nahtlosen Stahlröhren für die Petroleumindustrie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 496–500

DK 669.15′24′26′28′3′292–194 : 621.74

Calboreanu Gh. : **Formguss aus T 12 CrMoVNiCu ferritischem Stahl.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 501–505

DK 621.979.073

Wanyorek C. : **Verfahren und Gerät für räumliche plastische Verarbeitung — räumliches Gesenkschmieden.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 506–510

DK 621.771.261 : 621.77.016.3

Brănişteanu V., *Belzo O.*, *Berescu T.*, *Teodoriu A. E.* und *Acker C.* : **Rechnungsgrundlagen für den Biegungsradius der kaltgewalzenen Profile.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 511–512

DK 621.743.4

Racz O. : **Erzeugung von Kernen aus Mischungen mit furanischen Bindemitteln.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 513–515

DK 669.34 : 536.7

Oprea Fl. : **Thermodynamische Berücksichtigungen betreffs Kupferrafination im Konverter.**

Metalurgia 22 (1970) nr. 8, p. 516–519

DK 622.788 :669.162.12

Hătărescu Ov., Stoicovici E. und Dian L. : **Das Pellestisieren der Eisenerze.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 520–523

DK 669.1 : 621.867.2 : 621.313

Ionescu E. : **Haufentransport der siderurgischen Produkte mittels Laufvänder angetrieben durch lineare elektrische Motoren.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8 p. 524–527

DK 621.921 : 621.979.1

Negrea I. : **Moderne technologische Verfahren für Schleifstofferzeugung. I. Vibrierpressen — ein neues Verfahren für Schleifstofferbeitung.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8. p. 528–532

DK 669. 1.013.5(498)

Chindler N. und *Popa S.* : **Gesellschaftliches und Wirtschaftliches Bild der siderurgischen Werke in der Hunedoara-Umgebung während den XVI–XVIII Jahrhunderten.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 533–535

CONTENTS

DC 669.1 (498)

Actual stage of the siderurgical industry in Rumania.

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 473–475

DC 622 : 785.001.89 : 662.741.3 : 662.62

Urseanu A. : **Synthesis of investigations regarding replacement of metallurgical coke by other fuels in ore agglomeration.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 476–479

DC 669.184.244.66.001.89

Tarpan C., Ştefanache F. and *Levcovici D. Th.* : **Contribution to the achievement of optimal condition for reduction of metal losses in L. D. converters.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 480–483

DC 543.422.8 : 669.018.65

Geru N., Ursache M. and *Chircă D.* : **Estimation of intensity distribution in roentgenographic diffraction lines.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 484–490

DC 621.746.32 :666.76

Ciocea N. and *Mogoşanu Elena :* **Bot stick cylinders with high Al_2O_3 content.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 491–495

DC 621.774.3 : 622.24

Voinescu H. and *Popescu M.* : **Considerations regarding characteristics of seamless steel tubes for the petroleum industry.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 496–500

DC 669.15'24'26 28'3,292–194 : 621,74

Calboreanu Gh. : **Casting of T 12 CrMoVNiCu ferrite steel parts-**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 501–505

DC 621.979.073

Wanyorek C. : **Proceeding and equipment for plastic space-pro. cessing — three-directional die forging.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 506–510

DC 621.771.261 : 621.77.016.3

Brănişteanu V., Belzo O., Berescu T., Teodoriu A. E. and *Acker C.* : **Calculus elements for the bending radius in manufacturing cold-formed sections.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 511–512

DC 621.743.4

Racz O . : **Core manufacturing out of mixtures containing furan bondingagents.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 513–515

DC 669.34·536.7

Oprea Fl. : **Thermodynamic considerations regarding refining of converter copper.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 516–519

DC 622.788 :669.162.12

Hătărăscu Ov., Stoicovici E. and Dian L : **Pelletizing of iron ores.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p . 520–523

DC 669.1 : 621.867.2 : 621.313

Ionescu E. : **Bulk transport of siderurgical products by means of belt conveyers driven with linear electric motors.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 524–527

DC 621.921. : 621.979.1

Negrea I. : **Modern technological methods for manufacturing abrasives. I. Vibropressing — a new method for abrasive processing.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 8, p. 528–532

DC 669.1.013.5(498)

Chindler N. and Popa S., **Social and economic aspects of siderurgical activities in the surroundings of Hunedoara during the 16 th 18–th Centuries.**

Metalurgia 22. (1970), nr. 8, p. 533–535

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1983

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 8
AUGUST
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

Industria siderurgică din Republica Socialistă România în etapa actuală

Ing. I. PAVONI
Secretar general al Ministerului Industriei Metalurgice

În realizările de seamă obţinute de poporul român pe plan economic, sub conducerea Partidului Comunist Român, în cei 26 de ani care au trecut de la eliberarea ţării noastre de sub jugul fascist, se înscrie şi dezvoltarea şi modernizarea, în ritm susţinut, a industriei siderurgice.

Orientarea consecventă a politicii economice a Partidului nostru spre industrializarea socialistă a ţării, cu accent pe ramurile industriei grele, se reflectă pregnant şi în creşterea producţiei de oţel, care în perioada 1950–1970 a cunoscut un ritm mediu anual de peste 13%, reuşind să acopere în proporţii sporite cerinţele de metal în continuă creştere ale economiei atît sub aspect cantitativ — sortimental, cît şi calitativ.

În anul 1970 se vor realiza 6,5 mil. t de oţel, asigurîndu-se astfel 325 kg oţel pe locuitor, de 18 ori mai mult decît în anul cu producţie maximă antebelică (1938).

În perioada 1966–1970 industria siderurgică a înregistrat importante creşteri la majoritatea produselor, tabloul principalelor realizări cu care se încheie actualul cincinal, respectiv anul 1970, comparativ cu anul 1965, prezentîndu-se astfel :

- *producţia de fontă, de peste 2,1 ori mai mare ;*
- *producţia de oţel, de 1,9 ori mai mare ;*
- *producţia de laminate finite, de peste 1,9 ori mai mare, cu o creştere la produsele plate de peste 3,7 ori ;*
- *producţia de ţevi, de 1,27 ori mai mare ;*
- *producţia de produse cu prelucrare avansată, de peste 2 ori mai mare.*

Concomitent cu aceste creşteri cantitative s-au obţinut importante realizări în diversificarea producţiei prin asimilarea de noi mărci de oţeluri şi sortimente de laminate, prin extinderea producţiei şi utilizarea produselor cu caracteristici superioare. Dintre realizările mai importante în acest domeniu pot fi considerate ca exemplificative asimilarea a circa 80 noi mărci de oţeluri, îmbunătăţirea caracteristicilor mecanice şi dimensionale la majoritatea produselor siderurgice, creşterea ponderii oţelurilor cu caracteristici superioare *la circa 39% din producția de oțel și, în mod special, creșterea producției de oțeluri aliate de 2,4 ori față de anul 1965. Perfecționarea tehnologiilor, în scopul intensificării proceselor, în paralel cu reducerea consumurilor specifice, a constituit, de asemenea, un domeniu în care rezultatele obținute se încadrează în ritmul de dezvoltare a siderurgiei noastre.*

Efectele acestor acțiuni, împreună cu influența favorabilă a noilor agregate de capacitate și nivel tehnic ridicat, au determinat creșterea indicelui de utilizare, în 1969 față de 1950, la furnale, de la 0,65 la 1,35 t/m^3 și zi, iar la cuptoarele Martin, de la 3 la 8,7 t/m^3 și zi.

Creșterea nivelului tehnic și organizarea mai bună a producției asigură în 1970, față de 1965, o creștere a productivității muncii cu circa 44% și o reducere a cheltuielilor specifice de producție cu circa 4,5%.

Investițiile alocate siderurgiei în actualul cincinal, în volum de aproape 18 miliarde lei, au fost orientate în cea mai mare parte (circa 60%) pentru construirea Combinatului siderurgic de la Galați. În realizarea investițiilor s-a urmărit obținerea unei eficiențe ridicate, simultan cu adoptarea unor agregate la nivelul actual al tehnicii, respectiv agregate cu capacități economice, care să asigure consumuri specifice reduse și produse de calitate. O contribuție însemnată la dezvoltarea industriei noastre siderurgice au adus-o institutele de proiectări — IPROMET și IPL — și Institutul de cercetări metalurgice — — ICEM, precum și industria constructoare de mașini.

Directivele Congresului al X-lea al P.C.R. au stabilit politica economică a construirii socialismului în perioada 1971 — 1975, corespunzător noii etape de dezvoltare și intereselor vitale ale poporului nostru. În cadrul acestui vast program de industrializare, dezvoltarea siderurgiei se axează pe îmbunătățirea în continuare a structurii producției, concomitent cu sporirea în ritm susținut a producției de oțel și creșterea accentuată a eficienței activității economice, cu următoarele obiective principale :

— creșterea ponderii oțelurilor aliate la circa 10%, iar a oțelurilor de calitate, cu caracteristici fizico-mecanice superioare, la circa 46% ;

— extinderea gamei sortimentale a laminatelor care se realizează în principal prin sporirea ponderii produselor cu valoare ridicată și care vor crește de circa 2,4 ori mai mult decît creșterea producției de laminate finite ;

— reducerea consumurilor specifice de metal prin aplicarea unor tehnologii perfecționate, dintre care merită menționată utilizarea prafurilor și plăcilor termoizolante la turnarea oțelurilor calmate, care duce la reducerea consumului de oțel în fază lingou-semifabricat, în medie cu circa 18 kg/t ;

— creșterea producței de cocs în paralel cu reducerea intensă a consumului specific. Pe baza programului în curs de realizare se prevede ca pînă în 1975 consumul specific de cocs termic, la furnalele de 1700 m^3, să fie de 490 kg/t fontă ;

— proiectarea și realizarea noilor obiective, astfel încît să se obțină indicatori de eficiență avantajoși și durate de execuție reduse. În cincinalul următor se prevede ca durata de execuție a lucrărilor să fie în medie sub doi ani ;

— sporirea eficinței activității economice a ramurii, astfel ca productivitatea muncii să crească cu peste 40%, iar costurile specifice de producție să se reducă cu circa 9%.

În anul 1975 se prevede a se produce circa 10 mil.t oțel, ceea ce reprezintă o creștere de circa 50% față de anul 1970. Creșterea producției de oțel se va obține prin realizarea de noi unități de elaborare în convertizoare cu insuflare de oxigen, și în cuptoare electrice de mare capacitate, astfel încît *prin aceste procedee se va elabora în anul 1975, peste 50% din producția de oțel.*

Producția de laminate finite va depăși, în anul 1975, 6,5 mil.t, reprezentînd față de anul 1970 o creștere de circa 50%. Dezvoltarea producției de laminate prevede o creștere mai accentuată a laminatelor plate, astfel încît structura producției în anul 1975 va fi : circa 50% profile și circa 50% plate. În legătură cu creșterea producției de laminate plate este de menționat asimilarea unor produse, cum sînt tabla laminată la rece, tabla pentru industria electrotehnică — din oțel silicios, cu cristale orientate — , table groase și subțiri din oțeluri aliate și inoxidabile.

În domeniul producției de țevi se prevede o creștere de circa 50%, față de anul 1970, cu o sporire mai accentuată a producției de țevi sudate, a căror pondere va fi de circa 42% în 1975 față de 25% în 1970. Simultan cu creșterea producției se va accentua diversificarea sortimentală și producerea unor sortimente de calitate superioară, cum sînt țevile pentru cazane de abur cu parametri înalți, țevi pentru forajul la mare adîncime și pentru forajul cu sondeze, țevi de înaltă precizie pentru industria construcțiilor de mașini, țevi din oțeluri inoxidabile pentru industria chimică etc.

De asemenea, importante fonduri de investiții sînt destinate dezvoltării capacităților pentru alte produse, cum sînt sîrme trefilate, bare trase, cabluri de tracțiune, profile îndoite cu pereți subțiri etc.

O problemă majoră a cincinalului următor este aceea a cocsului metalurgic, deficitar în țara noastră, iar în ultima perioadă, și pe piața mondială. Complexul de acțiuni prevăzut cuprinde atît reducerea consumurilor specifice la furnale, cît și construirea de noi capacități. Pentru reducerea consumului specific s-a întocmit o amplă tematică, care prevede ca principale acțiuni îmbunătățirea pregătirii încărcăturii furnalelor, îmbogățirea cu oxigen și ridicarea temperaturii aerului suflat pentru a permite o creștere a participației combustibililor auxiliari, folosirea păcurii ca înlocuitor al cocsului, experimentarea procedeului de reducere directă. Capacitățile noi prevăzute a fi puse în funcțiune pînă în anul 1975 — în principal uzina de cocs de la Combinatul siderurgic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" din Galați — vor spori capacitatea totală de peste 3 ori față de cea existentă în 1970.

Îndeplinirea sarcinilor prevăzute în planul pentru perioada 1971 — 1975 va asigura, în măsură sporită, economia țării cu metal, atît cantitativ, cît și calitativ, asigurînd totodată obținerea unor indicatori de eficiență comparabili cu cei realizați, în unități similare, pe plan mondial.

În acest fel realizările industriei siderurgice se vor integra în programul de dezvoltare din deceniul următor, stabilit de Congresul al X-lea al P.C.R., asigurînd, în mod hotărîtor, apropierea României de nivelul țărilor cu o economie avansată.

◆

Sinteza experimentărilor privind înlocuirea cocsului metalurgic cu alţi combustibili la aglomerarea minereurilor

Ing. A. URSEANU
Combinatul siderurgic — Reșița

CZ 622.785.001.89 : 662.741.3 : 662.62

LA SYNTHÈSE DES EXPÉRIMENTATIONS CONCERNANT LE REMPLACEMENT DU COKE MÉTALLURGIQUE PAR D'AUTRES COMBUSTIBLES, POUR L'AGGLOMÉRATION DES MINÉRAIS

On présente les expérimentations effectuées en vue du remplacement partiel ou total du coke métallurgique par différentes sortes de combustibles.

Après avoir déterminé les coefficients d'équivalence, on a pu établir l'influence de chaque combustible sur la consommation spécifique de coke, ainsi que sur les paramètres indicatifs et de qualité de l'aggloméral.

Les indices d'équivalence permettent d'effectuer un calcul économique en vue du choix du combustible adéquat qui puisse remplacer le coke métallurgique pour l'agglomération des minérais.

SYNTHESIS OF INVESTIGATIONS REGARDING REPLACEMENT OF METALLURGICAL COKE BY OTHER FUELS IN ORE AGGLOMERATION

The paper presents performed investigations regarding partial or entire replacement of metallurgical coke by different other fuels.

As a result of estimations concerning equivalency indices, the influence of every fuel -as well upod specific coke consumption, as upon the quantitative and qualitative parametra of the agglomerate — could be established.

Indices of equivalency allow to perform an economic estimation, in view to select the most adequate fuel to replace metallurgical coke in ore agglomeration.

În condiţiile specifice existente, R. S. România nu dispune de combustibili solizi naturali cu materii volatile scăzute, respectiv huile antracitoase, care, în anumite proporţii, amestecate cu cocsul metalurgic, ar fi utilizabile curent la aglomerarea minereurilor.

Acest lucru a impus să se facă experimentări de înlocuire parţială a cocsului metalurgic cu diverşi alţi combustibili, acordîndu-se o importanţă diferitelor sorturi de cocs care se pot obţine din cărbuni energetici din Valea Jiului. În acest sens s-a experimentat în fază industrială utilizarea unui cocs mărunt, fabricat în următoarele tipuri de cuptoare: cuptoare de fluidizare — cu grătar sau fără grătar; cuptoare cu încălzire indirectă — tip orizontal sau tip vertical.

În afară de aceasta s-au mai experimentat următorii combustibili: antracit de la Schela Gorj, cocs petrol etc.

Experimentări industriale

Toate încercările au fost efectuate pe o bandă de aglomerare cu o suprafaţă de 75 m². La unele încercări s-a variat şi înălţimea pilotului supus procesului de sinterizare în vederea determinării variaţiei consumului de combustibil în funcţie de înălţimea stratului.

Înlocuirea cocsului metalurgic în procesul de aglomerare se poate face cu orice fel de combustibil care prezintă un conţinut redus de materii volatile şi cenuşă.

În cazul utilizării unor combustibili care ar avea un conţinut de materii volatile şi care nu ar fi integral consumat în cursul procesului de aglomerare, acestea s-ar condensa ulterior sub formă de gudron în circuitul de aspiraţie al gazelor arse şi în mod deosebit în multicicloane. Combustibilul folosit în procesul de aglomerare trebuie să îndeplinească următoarele condiţii:

— materiile volatile să fie în proporţie cît mai mică (1 —3%) datorită faptului că în proporţie ridicată produsele volatile se evacuează nearse;

— să cedeze în stratul supus sinterizării o parte cît mai mare din căldura de ardere (adică raportul $CO : CO_2$ din gazele arse să fie cît mai mic);

— granulaţia combustibilului să fie de la 0 — 3 mm, iar fracţia 0,0 — 0,5 să fie cît mai mică (indicat sub 5%);

— umiditatea şi cenuşa să fie cît mai reduse;

— zona termică să se deplaseze în josul stratului de sinterizare cu aceeaşi viteză, pentru a se evita lărgirea zonei de combustie;

— porozitatea combustibilului să fie cît mai mare (peste 50%), pentru a mări suprafața de contact dintre particula de combustibil și oxigenul din aer.

În cercetările efectuate în procesul de aglomerare cocsul metalurgic s-a înlocuit parțial sau total cu : cocs de fluidizare (cu și fără grătar) ; cocs petrol ; cocs rezultat din cuptorul vertical și orizontal ; cocs cu granulație 20 — — 80 mm ; antracit.

Conținutul de substanțe volatile s-a analizat în mod deosebit în vederea punerii în evidență a influenței asupra procesului de sinterizare, asupra consumului specific de combustibil și asupra proprietăților fizico-chimice ale aglomeratului.

În tabela 1 este prezentată granulația combustibilului experimental în procesul de aglomerare.

Fracția mai mare de 3 mm după măcinare prezintă încă proporții destul de însemnate. Fracția de la 0,0 — 0,5 mm prezintă valori ridicate la toți combustibilii experimentați, contribuind la creșterea indicilor de echivalare la carbon fix.

În tabela 2 este prezentată compoziția chimică a fiecărui combustibil încercat privind comportarea lui în procesul de aglomerare. Conținutul de cenușă, cu excepția cocsului de petrol, se găsește într-un domeniu uzual. Materiile volatile ale combustibililor cu care s-au făcut experimentările au atins valori foarte diferite.

În tabela 3 se prezintă analiza chimică a cenușei unor combustibili experimentați.

În cazul cenușei cocsului de fluidizare pe grătar, stratul de material cărbunos din cuptor se repartizează în două zone de densitate diferită : o zonă centrală, în care densitatea stratului este redusă datorită vitezei mari cu care circulă gazele (35 — 45 m/s), și o zonă periferică unde densitatea este apropiată de aceea a stratului fix.

Separarea stratului de material cărbunos în zona de densitate diferită și de sensuri contrare

Tabela 1

Granulația, mm	Felul combustibilului											
	Cocs metalurgic	Cocs de fluidizare		Cocs petrol	Antracit	Cocs fabricat din cărbune necocsificabil în cuptor		Cocs cuptor vertical, granulația 20–80	Combustibili nemăcinați			
		fără grătar	cu grătar			vertical (Călan)	orizontal (Reșița)		Antracit	Cocs cuptor vertical	Cocs cuptor orizontal	Cocs granulație 20–80
0,0–0,5	21,7–26,5	32,9	28,0	29,1	13,5–12,6	29,48	32,8	26,8	6,8	6,66	1,70	7,3
0,5–3,0	65,8–71,8	63,3	66,4	66,6	45,9–63,0	65,95	59,10	62,2	12,0	6,66	1,70	4,9
3,0–5,0	3,6 –6,3	3,5	4,6	3,3	15,1–19,4	3,34	4,70	7,0	10,3	5,14	4,9	8,9
5,0–10	1,4–1,9	1,3	1,0	1,0	16,2–5,0	1,23	2,40	3,0	9,6	21,12	21,3	13,8
10	—	—	—	—	9,3–0,0	—	1,00	1,00	61,3	68,07	72,1	65,1

Tabela 2

Compoziția chimică, %	Felul combustibilului							
	Cocs metalurgic	Cocs de fluidizare		Cocs petrol	Antracit	Cocs fabricat din cărbuni necocsificabili în cuptor		Cocs cuptor vertical, granulația 20–80
		fără grătar	cu grătar			vertical (Călan)	orizontal (Reșița)	
Umiditate	9,77–12,51	13,86–17,47	14,05	6 –12	3,2–10,4	14,25	19,46	12,86
Cenușă	13,11–14,58	16,74–22,03	16,41	0,5 – 4,8	14,4–16,8	12,58	13,33	12,82
Materii volatile	2,31–2,81	8,50–11,44	8,68	7,3 –11,6	2,65– 3,43	2,06	2,87	2,97
Carbon fix	82,75–83,94	66,53–75,75	74,91	84 –90	79,77–82,85	85,65	83,79	84,21

Tabela 3

Cenușa	Compoziția chimică, %							
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S
Cenușa din cocs metalurgic	42,84	2,65	2,73	0,50	43,52	—	—	—
Cenușa din cocs de fluidizare fără grătar arzător	18,98	2,80	21,28	1,10	35,71	—	—	—
Cenușa din cocs de fluidizare pe grătar arzător	24,3	11,47	7,26	—	20,92	0,08	0,145	—
Cenușa din antracit	48,19	14,91	3,45	2,15	20,90	0,25	0,175	0,165

Tabela 4

Denumirea combustibilului	Înălţimea stratului, mm	Cocs metalurgic, kg/t anhidru	Cocs experimental, kg/t anhidru	Indicele de echivalare la C_{fix} I_{EC}	kg/t combustibil experimental		
					Indice de echivalare la C_{fix}		Procent de inlocuire a cosului metalurgic
					Cocs metalurgic	Cocs experimental transformat in cocs metalurgic	
Cocs de fluidizare fără grătar	255	54,20	32,60	1,33	54,20	24,60	31,50
Cocs de fluidizare fără grătar	255	68,00	24,30	1,26	68,00	19,30	22,10
Cocs de fluidizare fără grătar	255	71,50	21,30	1,19	71,50	17,90	20,00
Cocs de fluidizare fără grătar	255	62,80	9,06	1,14	62,80	7,95	11,20
Cocs de fluidizare fără grătar	300	47,40	24,00	1,236	47,40	19,50	29,10
Cocs de fluidizare fără grătar	300	55,00	19,30	1,182	55,00	16,30	22,70
Cocs de fluidizare cu grătar	300	46,36	42,04	1,138	46,36	36,94	44,30
Cocs petrol	260	36,60	23,70	0,794	36,60	29,90	45,00
Antracit	240	53,60	18,50	1,152	53,60	16,10	23,00
Antracit	300	47,51	25,18	1,2638	47,51	20,00	29,60
Antracit	300	45,80	27,00	1,2799	45,80	21,10	31,50
Antracit	300	39,60	37,40	1,367	39,60	27,30	41,00
Cocs cuptor vertical (Călan)	300	36,60	34,60	1,048	36,60	33,10	47,50
Cocs cuptor orizontal (Reşiţa)	300	38,74	31,34	0,950	38,74	33,00	46,00
Cocs cuptor orizontal (Reşiţa)	300	26,92	38,51	1,033	26,92	39,78	60,00
Cocs cuptor vertical 20—80 (Călan)	300	40,40	50,60	1,150	40,40	44,00	52,00
Cocs cuptor vertical 20—80 (Călan)	300	—	74,80	1,162	—	64,20	100,00

duce la neuniformitatea calităţii cocsului, ca urmare a timpului diferit de rămînere a particulelor în cuptor. Ca atare compoziţia chimică a cenuşei (tabela 3) prezintă valori informative şi poate varia în funcţie de condiţiile de obţinere a cocsului.

Ţinînd seamă de caracteristicile combustibililor experimentaţi s-au calculat indicii de echivalare la carbon fix a combustibililor încercaţi, în raport cu carbonul cocsului metalurgic (tabela 4).

Reactivitatea şi conţinutul de carbon al combustibililor încercaţi sînt arătaţi în tabela 5.

Tabela 5

Denumirea combustibilului	Carbon fix	Reactivitatea
Cocs de fluidizare	66,53—75,75	97,8
Antracit	79,77—82,85	49,7
Cocs cuptor vertical	84,21—85,65	51,9
Cocs petrol	84—90	29,6
Cocs metalurgic	82,75—83,94	53,5

Din figura 1 rezultă că indicile de echivalare a combustibilului variază cu proporţia de înlocuire a cocsului metalurgic, adică cu cît se vor înlocui cantităţi mai mari de cocs metalurgic cu alţi combustibili experimentali, cu atît indicele de echivalare va atinge valori mai ridicate sau mai scăzute (cazul cocsului petrol).

Valoarea indicelui de echivalare a unui combustibil este determinată de reactivitatea lui şi de conţinutul său de carbon fix. Astfel, cocsul de fluidizare prezintă cea mai mare reactivitate (97,8) şi cel mai mic conţinut de carbon fix (66,53 — 75,75), cînd indicele de echivalare indică valorile cele mai mari, chiar la proporţii mici de înlocuire.

Cocsul petrol cu o reactivitate mică (29,6) şi cu un conţinut de carbon mare (84 — 90) arată că indicele de echivalare descreşte o dată cu creşterea proporţiei de înlocuire a cocsului metalurgic. Indicele de echivalare a unui combustibil variază şi în funcţie de înălţimea stratului supus sinterizării. Astfel, experimentările cu cocs de fluidizare au fost făcute la două înălţimi de strat, constatîndu-se că prin ridicarea înălţimii stratului indicele de echivalare se reduce.

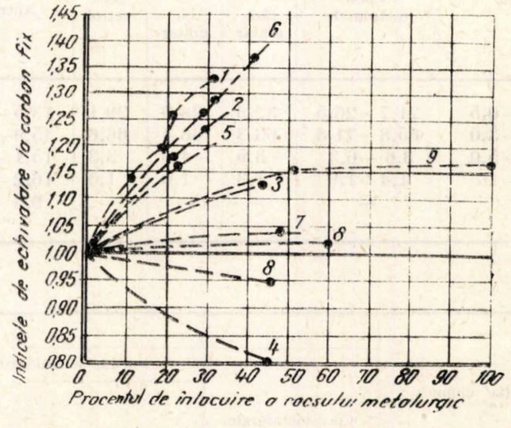


Fig. 1. Variaţia indicelui de echivalare în funcţie de procentul de înlocuire a cocsului metalurgic :

1 — cocs de fluidizare fără grătar arzător — strat 255 mm;
2 — cocs de fluidizare fără grătar arzător — strat 300 mm;
3 — cocs de fluidizare cu grătar arzător — strat 300 mm;
4 — cocs petrol — strat 260 mm;
5 — antracit — strat 240 mm; *6* — antracit — strat 300 mm;
7 — cocs cuptor vertical (Călan) — strat 300 mm;
8 — cocs cuptor orizontal (Reşiţa — strat 300 mm;
9 — cocs cuptor vertical (20 — 80) Călan — strat 300 mm.

Experimentările făcute cu antracit scot în evidenţă creşterea indicelui de echivalare cu creşterea proporţiei de înlocuire a cocsului metalurgic cu antracit. Prin mărirea stratului la aceeaşi proporţie de înlocuire a cocsului metalurgic cu antracit se obţine o creştere a indicilor de echivalare, pe cînd la cocs de fluidizare, cu creşterea stratului valoarea indicilor de echivalare se reduce.

Utilizarea unui combustibil care are un grad de porozitate mai scăzut duce la mărirea zonei de ardere. Suprafaţa de reacţie din zona de ardere depinde de suprafaţa exterioară a combustibilului şi de porozitatea sa. Datorită faptului că arderea antracitului se produce mult mai lent (avînd o suprafaţă mai mică de contact între particula de combustibil şi curentul de aer) decît aceea a cocsului de fluidizare, se înregistrează indici de echivalare măriţi, comparabili cu cei ai unui combustibil mult mai reactiv.

O altă cauză care duce la mărirea indicilor de echivalare a antracitului este şi faptul că rezultatul arderii constă în existenţa unor temperaturi ridicate, unde viteza de reacţie devine foarte intensă în comparaţie cu viteza de difuziune a oxigenului. Rezultă că oxigenul se va consuma repede, iar presiunea sa parţială va tinde către zero. Zona de reacţie se extinde în interiorul bucăţii de combustibil, în cazul unui combustibil puţin reactiv cum este antracitul, acest fenomen fiind mai puţin remarcat.

Concluzii

Pe lîngă combustibilii experimentaţi în procesul de aglomerare a minereurilor se poate utiliza orice fel de combustibil solid care, pentru a avea indici de echivalare mici, trebuie să aibă un conţinut redus de materii volatile şi cenuşă.

Granulaţia optimă a combustibilului măcinat trebuie să fie cuprinsă între 0,5 şi 3 mm. Peste aceste limite se obţine o mărire a indicelui de consum.

Calitatea aglomeratului prezintă variaţii după cum urmează: în cazul utilizării cocsului de fluidizare, cu creşterea proporţiei de înlocuire, oxidul feros scade cu 3 — 7%; în cazul antracitului, cu creşterea proporţiei de înlocuire, oxidul feros înregistrează o uşoară creştere; granulaţia aglomeratului, determinată la furnale, indică, în cazul folosirii antracitului, o uşoară îmbunătăţire (1 — 3%) faţă de granulaţia obţinută cînd se lucrează cu cocs metalurgic. În cazul folosirii cocsului de fluidizare granulaţia aglomeratului la furnale se înrăutăţeşte cu 4 — 8%.

Înălţimea cea mai bună a stratului supus procesului de sinterizare depinde de natura combustibilului, reactivitatea avînd o influenţă remarcabilă.

Productivitatea maşinilor de aglomerare variază în funcţie de natura combustibilului, de conţinutul de carbon fix, de granulaţie etc. În cazul cocsului de fluidizare, pînă la proporţia de 40%, se înregistrează o uşoară creştere a productivităţii, pînă la 0,4%.

Experimentările cu antracit au dus la o scădere a productivităţii.

Ceilalţi combustibili nu au prezentat variaţii ale indicatorilor de aglomerare faţă de perioadele cînd se lucra numai cu cocs metalurgic.

CĂRŢI NOI APĂRUTE ŞI IN CURS DE APARIŢIE

Martin James
UTILISATION ET PROGRAMMATION DES ORDINATEURS EN TEMPS RÉEL
(Utilizarea şi programarea oţelurilor în timp real)
Paris, Franţa, Ed. d'Organisation, 1969, 438 p.

Guilhaumon J.
LEXIQUE DE L'INFORMATIQUE
(Lexic de informatică)
Paris, Entreprise Moderne d'Édition, 1969, 1 vol., 122 p.

Kolle Fr. şi *Brijatoff Wl.*
PLANIFICATION ET MÉTHODES DE PRÉVISION DANS L'ENTREPRISE
(Planificarea şi metodele de previziune în întreprindere)
Paris, Éditions du Tambourinaire şi Entreprise Moderne d'Édition, 1969, 1 vol., 17 4p.

Kaufmann Q.
LA CONFIANCE TECHNIQUE, THÉORIE MATHÉMATIQUE DE LA FIABILITÉ
(Încadrarea tehnică — Teoria matematică a fiabilităţii)
Paris, Dunod, 1969, 1 vol., 94 p.

Olmi A. şi *July F.*
LA SIMULATION DE GESTION AU SERVICE DU PERFECTIONNEMENT DES CADRES
(Simularea gestiunii în serviciul perfecţionării cadrelor)
Paris, Éditions de Tambourinaire şi Entreprise Moderne d'Édition, 1969, 1 vol. 1962 p.

MANAGEMENT AND COST CONTROL IN THE METALURGICAL INDUSTRY
(Conducerea şi supravegherea preţului de cost în industria metalurgică)
Londra, Ed. Iliffe Borks Ltd.

WERTANALYSE. DER WEG DES KOSTENMINIMUMS
(Analiza valorilor. Căile de obţinere a preţului de cost minim)
Düsseldorf, VDI-Verlag, 1968

Raible F.
ERFOLGREICHE FERTIGUNGSLENKUNG
(Conducerea cu succes a finisării producţiei)
Stuttgart, Technischer Verlag Günter Grossmann, 1968

Joy A.
MANAGEMENT UND MACHIAVELLI
(Conducerea întreprinderilor şi machiavelismul)
Düsseldorf, Econ-Verlag, 1968

Timme H.
FÜHRUNG AM ARBEITSPLATZ
(Conducerea de la locul de muncă)
München, Carl Hansen-Verlag, 1968

Arsac J.
LES SYSTÈMES DE CONDUITE DES ORDINATEURS
(Sistemele de conducere a ordinatoarelor)
Franţa, Dunod Université, 1968, 270 p.

Caude R.
ORGANISER POUR VIVRE
(A organiza pentru a trăi)
Paris, Franţa, Ed. Hermann, 1966

Contribuţii la stabilirea condiţiilor optime pentru reducerea pierderilor de metal la convertizoarele L.D.

Ing. C. TARPAN, ing. F. ŞTEFANACHE şi ing. D. TH. LEVCOVICI
Combinatul siderurgic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" – Galaţi

CZ 669.184.244.66.001.89

CONTRIBUTIONS À L'ÉTABLISSEMENT DES CONDITIONS OPTIMA POUR LA RÉDUCTION DES PERTES DE MÉTAL DANS LES CONVERTISEURS LD

On a étudié, sur un nombre de 150 charges élaborées dans les conditions d'un régime d'insufflation constant, l'influence sur les pertes totales, des facteurs suivants : la quantité de fonte liquide chargée dans le convertiseur ; la quantité de déchêts de fer ajoutée dans le convertiseur ; la consommation d'oxygène ; la consommation de chaux et la température de l'acier à la fin de l'insufflation.

Pour l'analyse on a utilisé la méthode du calcul de corrélation et de régression, précédé d'une analyse statistique et mathématique de la normalité du champ de données des facteurs technologiques analysés.

Pour réduire les pertes jusqu'à la limite minime admise, on constate qu'il est nécessaire de maintenir dans des limites aussi restreintes que possible, déterminées dans les conditions concrètes de l'outillage, les facteurs technologiques qui exercent une grande influence sur ces dernières.

CONTRIBUTIONS TO THE ACHIEVEMENT OF OPTIMAL CONDITIONS FOR REDUCTION OF METAL LOSSES IN L.D. CONVERTERS

Influence upon total losses of following parametra was studied on a number of 150 charges, worked-out under the same blowing conditions : amount of molten iron charged into the converter ; quantity of added scrap-iron ; oxygen consumption and steel temperature at the end of the blowing.

Correlation and regression methods were used for investigation, preceded by a statistic-mathematical analyse of the normality of the data field concerning the technological elements under analyse.

To reduce losses towards lowest allowable values, it is necessary to maintain within most restricted limits — ascertained for the real operating conditions of the equipment — the technological elements with great influence upon the latter.

În acest material se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate în vederea stabilirii factorilor tehnologici de elaborare cu influenţă majoră asupra pierderilor totale din convertizorul L.D.

Prin pierderea totală se înţelege : 100%–(scoaterea de oţel lichid în convertizor la sfîrşitul suflării/încărcătura totală).

A fost analizată influenţa pe care o au asupra pierderilor totale, în cazul unui regim de suflare constant : cantitatea de fontă lichidă încărcată în convertizor I (t), cantitatea de fier vechi introdusă în convertizor F_v (kg/t fontă lichidă), consumul de oxigen q (m^{3}N/t fontă lichidă), consumul de var V (kg/t fontă lichidă) şi temperatura oţelului la sfîrşitul suflării T (°C), pe un număr de 150 şarje elaborate la convertizorul nr. 3 la C.S.G., în perioada noiembrie — decembrie 1969.

Selecţionarea parametrilor s-a făcut luîndu-se în considerare cei care pot fi controlaţi şi corectaţi direct de către oţelari.

Prelucrarea statistico-matematică a permis să se determine gradul de stabilitate statică şi dinamică a pierderilor totale în convertizor P_{tot}, împreună cu factorii cu influenţă majoră. Astfel s-a constatat o stabilitate statică a cîmpului de date. Procentul de valori (şarje) eliminate din calculul statistico-matematic, care nu se încadra în limitele unei distribuţii normale Gauss, a fost mai mic de 24%. Grupele de date rămase în calculul statistic se pot considera ca o distribuţie normală (tabela 1).

Factorii analizaţi sînt din punct de vedere statistic stabili ca reglaj (mediile probelor statistice s-au încadrat în limitele de control) şi precizie (amplitudinile probelor statistice încadrîndu-se în limitele de control), deci există o stabilitate dinamică.

De altfel valorile medii statistice obţinute pentru încărcătura de fontă lichidă şi cantitatea de fier vechi ($\bar{I} = 124$ t, $\bar{F}_v = 328$ kg/t fontă lichidă) sînt corespunzătoare capacităţii proiectate de 150 t oţel lingou pe convertizor. La aceste valori medii a corespuns o cifră medie a pierderilor totale în convertizor $P_{tot} = 8{,}83\%$.

Rezultatul analizei statistico-matematice asupra normalităţii cîmpului de date a permis aplicarea calculului de corelaţie şi a analizei simple de regresie în vederea stabilirii modului cum influenţează fiecare din factorii analizaţi asupra pierderilor totale în convertizor. Astfel :

a) *Pierderile totale din convertizor P_{tot} variază direct proporţional cu încărcătura de fontă lichidă I şi sînt influenţate în mare măsură de aceasta.*

Tabela 1

Grupele de valori	Frecvența absolută, f_a	Frecvența relativă, f_r	Frecvența cumulată, f_c	Frecvența relativ cumulată, f_{rc}	
Pierderile totale P_{tot}, %					
7,5–8	12	0,105	12	0,105	$L_{cs} = 10,47\%$
8–8,5	25	0,219	37	0,324	$\underline{L}_{ci} = 7,73\%$
8,5–9	37	0,316	73	0,640	$\overline{P}_{tot} = 8,83\%$
9–9,5	20	0,176	93	0,816	$S = 0,646$
9,5–10	15	0,131	108	0,947	Valori eliminate 36
10–10,5	6	0,053	114	1,000	
Cantitatea de var V, kg/t fontă lichidă					
90–95	7	0,061	7	0,061	
95–100	16	0,140	23	0,201	
100–105	26	0,228	49	0,429	$\overline{V} = 105,6$, kg/t
105–110	32	0,281	81	0,710	fontă lichidă
110–115	23	0,203	104	0,912	$S = 7,13$
115–120	5	0,044	109	0,956	
120–125	5	0,044	114	1,000	
Încărcătura de fontă lichidă I, t					
115–120	17	0,150	17	0,150	
120–125	45	0,398	62	0,548	$\overline{I} = 124,038$ t
125–130	42	0,372	104	0,920	
130–135	8	0,071	112	0,990	$S = 3,83$
135–140	1	0,009	113	1,000	
Cantitatea de fier vechi F_v, kg/t fontă lichidă					
225–250	4	0,035	4	0,035	
250–275	5	0,044	9	0,079	
275–300	13	0,114	22	0,193	$\overline{F}_v = 328,4$
300–325	28	0,245	50	0,438	kg/t fontă
325–350	32	0,281	82	0,719	lichidă
350–375	22	0,193	104	0,912	$S = 37,1$
375–400	8	0,070	112	0,982	
400–425	1	0,009	113	0,991	
425–450	1	0,009	114	1,000	
Temperatura de sfîrşit de suflare T, °C					
1 600–1 610	4	0,035	4	0,035	
1 610–1 620	19	0,167	23	0,202	$\overline{T} = 1\,630\,°C$
1 620–1 630	28	0,245	51	0,447	
1 630–1 640	31	0,272	82	0,719	$S = 13,97$
1 640–1 650	19	0,167	101	0,886	
1 650–1 660	10	0,087	111	0,973	
1 660–1 670	3	0,027	114	1,000	
Consumul de oxigen q, Nm³/t fontă lichidă					
55–57	4	0,035	4	0,035	
57–59	26	0,228	30	0,263	
59–61	50	0,438	80	0,701	$\overline{q} = 60,25$
61–63	21	0,184	101	0,885	Nm³/t
63–65	10	0,088	111	0,973	fontă lichidă
65–67	1	0,009	112	0,982	$S = 2,111$
67–69	2	0,018	114	1,000	

Consumul de oxigen şi durata şarjei cresc direct proporţional cu creşterea cantităţii de fontă lichidă, ceea ce măreşte perioada de oxidare a fierului şi a elementelor însoţitoare. Ecuaţia matematică care redă această corelaţie $P_{tot} = 0,710\ I - 79,10$ este reprezentată în figura 1, *a*.

b) *Pierderile totale variază direct proporţional cu consumul de oxigen q, aceasta avînd o mare influenţă asupra lor.* Creşterea consumului de oxigen duce la mărirea gradului de oxidare a fierului şi a elementelor însoţitoare în baia metalică.

În figura 1, *b* este reprezentată această corelaţie, a cărei ecuaţie matematică este:

$$P_{tot} = 1,35\ q - 72,43.$$

c) *Cantitatea de fier vechi F_v influenţează asupra pierderilor totale în acelaşi sens, dar cu o pondere mai mică decît parametrul de la punctul a (fig. 1,c), avînd o influenţă mai mult calitativă.* Intensifică sau atenuează reacţiile de oxidare prin influenţa pe care o are asupra temperaturii băii.

Ecuaţia matematică a corelaţiei este următoarea :

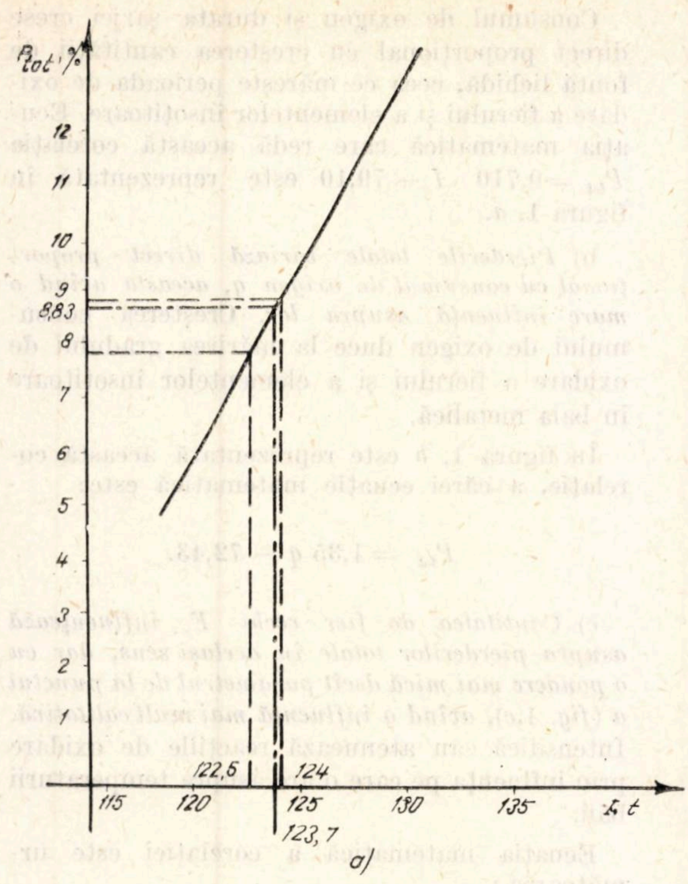
$$P_{tot} = 0,051\ F_v - 7,82.$$

d) *Pierderile totale sînt influenţate de cantitatea de var adăugată în încărcătură, variind invers proporţional cu aceasta (fig. 1,d).* Ecuaţia matematică a dreptei de regresie este :

$$P_{tot} = -\ 0,212\ V + 31,26.$$

La mărirea cantităţii de var, datorită creşterii CaO liber (%), creşte posibilitatea de legare a oxizilor de fier şi mangan, care spre sfîrşitul suflării, cînd temperatura este ridicată, trec în baia metalică, micşorînd pierderile.

c) *Pierderile totale sînt puternic influenţate de temperatura de sfîrşit de suflare, variind invers proporţional cu aceasta.* Modul de variaţie a pierderilor totale, în funcţie de temperatura de sfîrşit de suflare (fig. 1, *e*), indică influenţa pe care o are aceasta asupra evoluţiei reacţiilor de oxidare (C, Fe, Mn, Si, P, S). Cu cît temperatura de sfîrşit de suflare este mai mică, cu atît oxidarea fierului, a manganului şi a siliciului va fi mai puternică, în perioada de început de suflare şi invers.



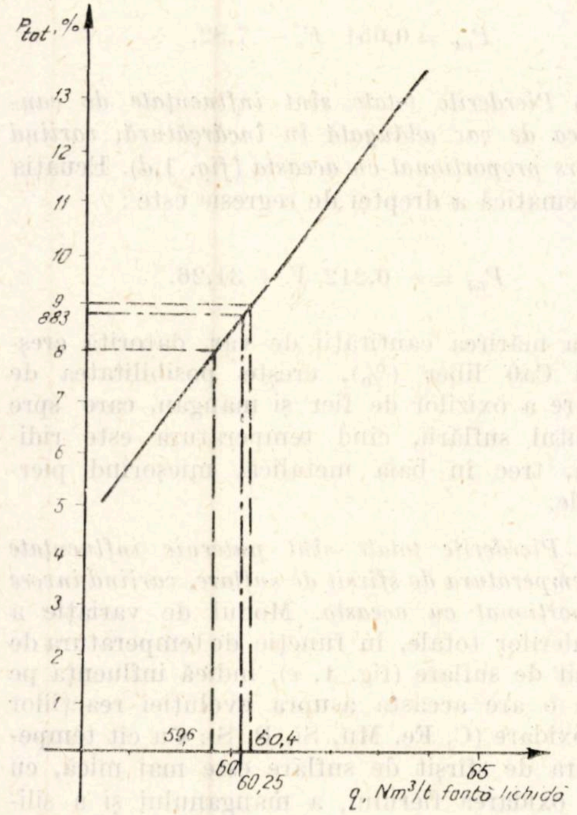
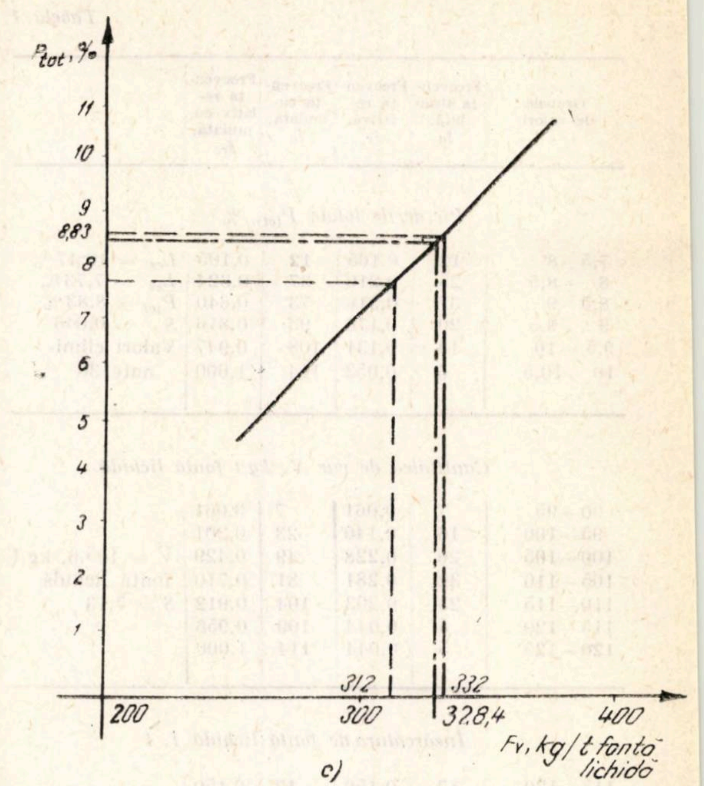


Fig. 1.



$$P_{tot} = -0{,}225\,T + 375{,}57$$

reprezintă ecuaţia dreptei de regresie care materializează această influenţă.

Din cele arătate mai sus reiese că pierderile totale în convertizor sînt influenţate de o multitudine de factori cu acţiune concomitentă. Pentru reducerea pierderilor, la limita minimă posibilă, este necesară, în primul rînd, menţinerea unor factori tehnologici constanţi (în anumite limite) care se determină pentru condiţiile concrete ale fiecărei oţelării, cum sînt :

— cantitatea, de fontă lichidă, compoziţia chimică şi temperatura fontei de afinare, încărcate în convertizor ;

— cantitatea de fier vechi adăugat pentru răcire ;

— temperatura de sfîrşit de suflare în limitele prescrise pentru marca de oţel respectivă ;

— consumul de var.

De exemplu, din analiza efectuată la oţelăria C.S. — Galaţi, au rezultat ca necesare : cantitatea de fontă lichidă 122 — 124 t ; cantitatea de fier vechi 312 — 332 kg/t fontă lichidă ; temperatura de sfîrşit de suflare 1 629 — 1 633°C (în cazul oţelurilor calmate şi slab aliate) ; consumul de var 105 — 110 kg/t fontă lichidă pentru a se opţine un procent de pierderi totale de 8 — 9%, la o compoziţie chimică me-

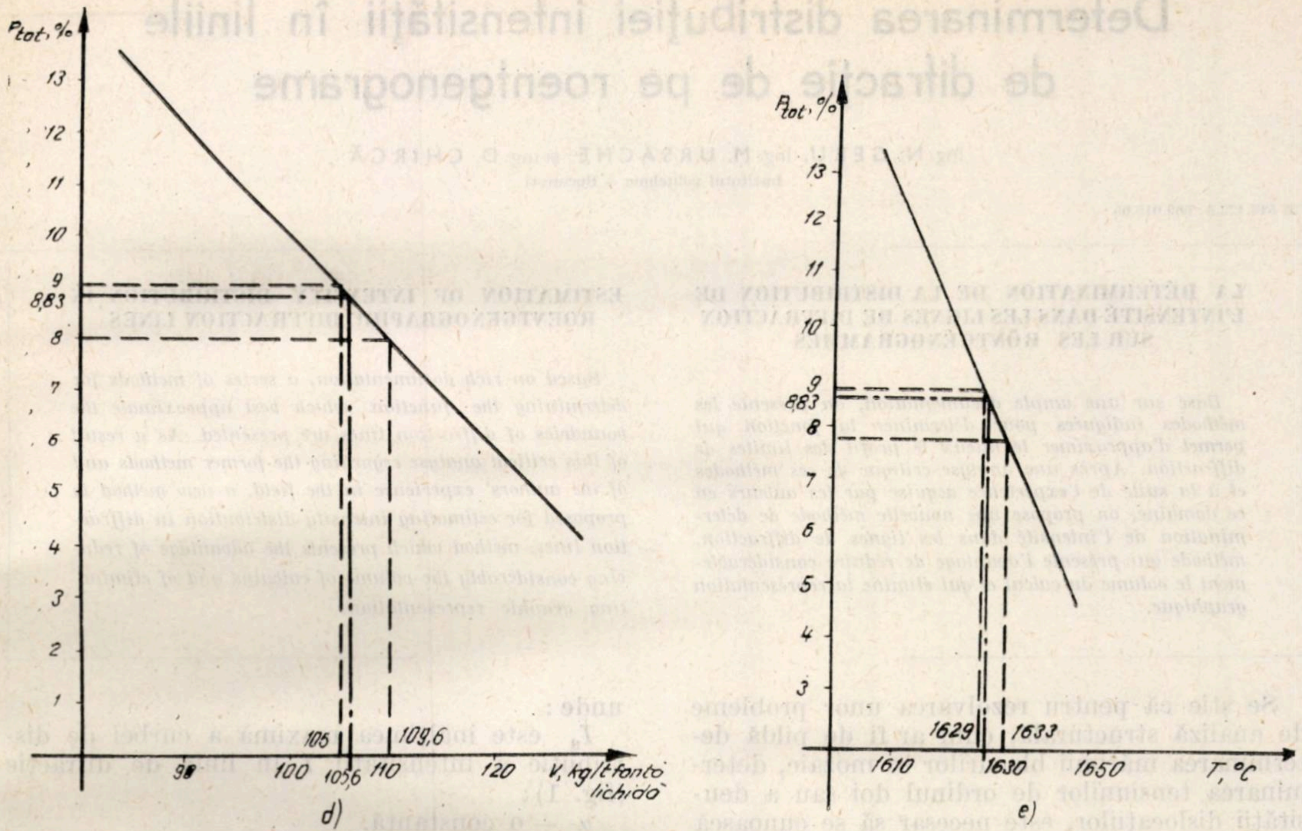


Fig. 1. Corelaţia dintre pierderile totale din convertizor şi :

a — încărcătura de fontă lichidă ; *b* — consumul de oxigen ; *c* — cantitatea de fier vechi ; *d* — cantitatea de var ; *e* — temperatura de sfîrşit de suflare.

die a fontei (tabela 2) şi la un consum de oxigen de 59,6 — 60,4 Nm³/t fontă lichidă.

Tabela 2

C. %	Si. %	Mn. %	P. %	S. %
4	0,78	1	0,15	0,046

Referitor la influenţa temperaturii de sfîrşit de suflare asupra pierderilor totale se poate adăuga că sensul în care trebuie mers pentru obţinerea unor pierderi scăzute este de favorizare a reacţiei de decarburare şi de defavorizare a reacţiilor de oxidare a fierului şi a manganului. Acest lucru se poate realiza prin creşterea temperaturii şi conducerea dinamică a procesului de elaborare (variaţia distanţei lăncii faţă de baie, funcţie de viteză de decarburare)

◆

Determinarea distribuţiei intensităţii în liniile de difracţie de pe roentgenograme

Ing. N. GERU, Ing. M. URSACHE şi ing. D. CHIRCĂ
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 543.422.8 : 669.018.65

LA DÉTERMINATION DE LA DISTRIBUTION DE L'INTENSITÉ DANS LES LIGNES DE DIFFRACTION SUR LES RÖNTGÉNOGRAMMES

Basé sur une ample documentation, on présente les méthodes indiquées pour déterminer la fonction qui permet d'approximer le mieux le profil des limites de diffraction. Après une analyse critique de ces méthodes et à la suite de l'expérience acquise par les auteurs en ce domaine, on propose une nouvelle méthode de détermination de l'intensité dans les lignes de diffraction, méthode qui présente l'avantage de réduire considérablement le volume du calcul et qui élimine la représentation graphique.

ESTIMATION OF INTENSITY DISTRIBUTION IN ROENTGENOGRAPHIC DIFFRACTION LINES

Based on rich documentation, a series of methods for determining the function which best approximate the boundries of diffraction lines are presented. As a result of this critical analyse regarding the former methods and of the authors' experience in the field, a new method is proposed for estimating intensity distribution in diffraction lines, method which presents the advantage of reducing considerably the volume of calculus and of eliminating graphic representation.

Se ştie că pentru rezolvarea unor probleme de analiză structurală, cum ar fi de pildă determinarea mărimii blocurilor în mozaic, determinarea tensiunilor de ordinul doi sau a densităţii dislocaţiilor, este necesar să se cunoască distribuţia intensităţii în liniile de difracţie sau altfel spus, profilul acestor linii [1], [2], [3], [4], [5]. O curbă de distribuţie a intensităţii într-o linie de difracţie este arătată în figura 1; astfel de curbe se obţin prin măsurări microfotometrice pe roentgenograme sau pe cale difractometrică. Experimental s-a arătat că în cele mai multe cazuri variaţia intensităţii în liniile de difracţie poate să fie aproximată cu una din următoarele funcţii [1], [2], [3], [4]:

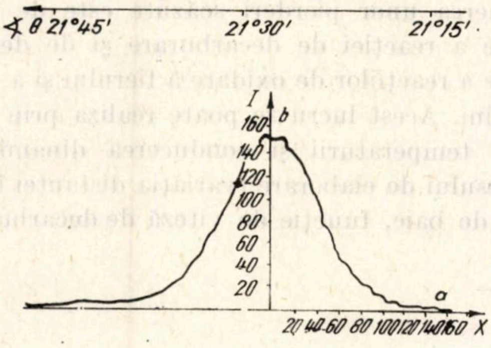


Fig. 1. Variaţia intensităţii în linia (111) a unei probe de alamă cu 20% Zn, deformată plastic la rece la un grad de ecruisare de 2,15%. Scara 1 :5.

$$I = I_0 e^{-\alpha x^2}; \tag{1}$$

$$I = \frac{I_0}{(1 + \alpha x^2)^2}; \tag{2}$$

$$I = \frac{I_0}{1 + \alpha x^2}. \tag{3}$$

unde:

I_0 este înălţimea maximă a curbei de distribuţie a intensităţii I în linia de difracţie (fig. 1);

α- — o constantă.

Distribuţia intensităţii în liniile de difracţie obţinute pe fier deformat plastic la rece corespunde relaţiei (2); această distribuţie se menţine şi după recoaceri pînă la 700°C, însă la recoaceri la temperaturi mai mari se modifică căpătînd forma din relaţia (3). La oţeluri călite şi revenite pînă la 700° C profilul liniilor de difracţie corespunde, de asemenea, relaţiei (2) [1], [2], [3], [4].

În prezenta lucrare sînt analizate principalele metode pentru alegerea expresiei analitice care aproximează cel mai bine distribuţia intensităţii în liniile de difracţie şi se propune o nouă metodă mai simplă dar suficient de precisă.

Alegerea expresiei analitice pentru profilul liniilor de difracţie. Pentru alegerea expresiei analitice care aproximează cel mai bine distribuţia intensităţii în liniile de difracţie se determină mai întîi coeficientul α care corespunde valorilor experimentale [3], [4]. Acest coeficient poate fi determinat prin mai multe procedee, dintre care cel mai simplu este următorul: Se consideră partea curbei de distribuţie a intensităţii situată spre unghiuri mici (porţiunea *ab*, fig. 1); această parte este puţin afectată de componenta α_2 a dubletului k_α. Se calculează pe această parte a curbei de distribuţie a intensităţii coeficientul α care corespunde la jumătatea înălţimii maxime I_0 a curbei experimentale, presupunînd pe rînd corectă fiecare din expresiile (1), (2) şi (3). Se obţin în acest fel trei valori pentru coeficientul α şi cîte una pentru fiecare din expresiile (1) — (3). Pentru a alege din aceste trei valori ale coeficientului α valoarea corectă, se determină analitic ordonatele pentru mai multe puncte ale curbei de distribuţie şi se compară cu valorile experimentale. Pentru a exemplifica acest procedeu, se consideră curba difractometrică a liniei (311), obţinută pe o alamă cu 20% Zn deformată plastic la rece, la un grad de ecruisare de 2,15% (fig. 2), intensitatea maximă I_0 fiind de 119 mm.

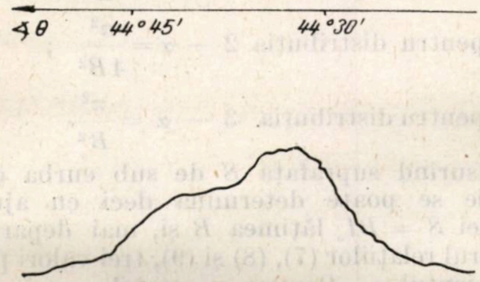


Fig. 2. Variaţia intensităţii în linia (311) a unei probe de alamă cu 20% Zn, deformată plastic la rece la un grad de ecruisare de 2,15%. Scara 1 :5.

Admiţînd pentru distribuţia intensităţii în linia de difracţie relaţia (1) şi înlocuind în această relaţie intensitatea I cu $\frac{I_0}{2}$, rezultă pentru coeficientul α corespunzător intensităţii $I = \frac{I_0}{2}$ relaţia :

$$\alpha = \frac{0{,}69}{x^2}. \tag{4}$$

Presupunînd mai departe că distribuţia intensităţii corespunde relaţiei (2) şi procedînd ca şi în cazul precedent, se obţine :

$$\alpha = \frac{0{,}41}{x^2}. \tag{5}$$

În sfîrşit dacă distribuţia intensităţii este dată de relaţia (3), rezultă pentru coeficientul α, corespunzător intensităţii $I = \frac{I_0}{2}$, ecuaţia :

$$\alpha = \frac{1}{x^2}. \tag{6}$$

În relaţiile (4), (5), (6) x reprezintă coordonata corespunzătoare intensităţii $I = \frac{I_0}{2}$.

Deoarece în cazul curbei din figura 2 la $I = \frac{I_0}{2}$, $x = 59$, se obţin pentru α valorile date în tabela 1. Mai departe, atribuind abscisei x diferite valori (x = 60, 70, 80 mm etc.), se determină analitic ordonatele, presupunînd pe rînd că fiecare din expresiile (1) — (3) sînt corecte. Valorile intensităţii I, calculate în acest mod, sînt date în tabela 1 unde sînt arătate şi valorile intensităţilor I, măsurate direct pe curba difractometrică. Comparînd valorile intensităţii determinate prin calcul cu cele măsurate pe curbă, rezultă clar că distribuţia intensităţii în curba difractometrică *2* este cel mai bine aproximată de relaţia (2).

Pentru a alege care din cele trei valori ale coeficientului α, determinate cu ajutorul relaţiilor (4) — (6), este corectă, se poate folosi şi următorul procedeu care dă rezultate mai convingătoare [3], [4]. Scriind relaţiile (1) — (3) sub forma :

$$\log I = \log I_0 - \log e^{\alpha x^2}; \tag{1,a}$$

$$\log I = \log I_0 - \log (1 + \alpha x^2)^2; \tag{2,a}$$

$$\log I = \log I_0 - \log (1 + \alpha x^2). \tag{3,a}$$

rezultă că în coordonate $\log I$ şi $\log e^{\alpha x^2}$, $\log (1 + \alpha x^2)^2$ sau $\log (1 + \alpha x^2)$ fiecare din relaţiile (1,a) — (3,a) reprezintă o linie dreaptă. Se înţelege că reprezentînd pe acelaşi grafic punctele experimentale $\log e^{\alpha x^2}$, $\log (1 + \alpha x^2)^2$ şi $\log (1 + \alpha x^2)$, calculate analitic cu ajutorul

Tabela 1

Forma funcţiei	Valoarea coeficientului α la $I = \frac{I_0}{2}$, calculat cu ajutorul relaţiilor (4), (5) şi (6)	Valoarea intensităţii I la distanţa x egală cu:													
		60		70		80		90		100		110		120	
		Calculat	Experimental	Calculat	Experimental	Calculat	Experimental	Calculat	Experimental	Calculat	Experimental	Calculat	Experimental	Calculat	Experimental
$I_0 e^{-\alpha x^2}$	0,000198	58,4	58,5	45	46	33,5	34,5	24	30,5	12,9	24	10,8	18	7	13
$\frac{I_0}{(1 + \alpha x^2)^2}$	0,000118	58,5	58,5	48	46	34,6	34,5	31	30,5	25	24	19,8	18	16	13
$\frac{I_0}{1 + \alpha x^2}$	0,000288	58	58,5	49,5	46	42	34,5	36,8	30,5	30,6	24	26,7	18	23,2	13

coeficienţilor α, determinaţi cu relaţiile (4) — (6), numai punctele care corespund valorii corecte a coeficientului α se vor aşeza pe o linie dreaptă.

Pentru a exemplifica acest procedeu se ia tot curba de distribuţie din figura 2. Mai întîi se atribuie abscisei x diferite valori : 60 ; 70 mm etc. şi se măsoară pe curbă intensităţile I care corespund absciselor alese, valorile obţinute fiind date în tabela 2. După aceasta se calculează expresiile $\log e^{\alpha x^2}$, $\log (1 + \alpha x^2)^2$ etc. corespunzătoare, valorile obţinute fiind trecute,de asemenea, în tabela 2. Datele din această tabelă sînt reprezentate grafic în figura 3 ; se vede că numai punctele care corespund relaţiei (2) se aşază pe o dreaptă, ceea ce confirmă concluzia că distribuţia intensităţii în curba din figura 2 este dată de relaţia (2).

Tabela 2

x	$\log I$	$\log e^{\alpha x^2}$ pentru $\alpha = 0{,}000198$	$\log (1 + \alpha x^2)^2$ pentru $\alpha = 0{,}000118$	$\log (1 + \alpha x^2)$ pentru $\alpha = 0{,}000288$
60	1,76716	0,30924	0,30750	0,30963
70	1,66276	0,42	0,39794	0,38021
80	1,53782	0,550	0,5378	0,45179
90	1,48430	0,695	0,58433	0,52114
100	1,38021	0,859	0,67669	0,58883
110	1,25527	1,039	0,77815	0,64933
120	1,11394	1,23	0,86923	0,70512

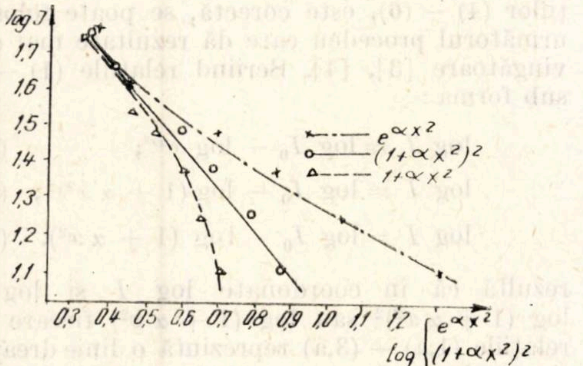


Fig. 3. Variaţia logaritmului intensităţii I pentru linia (311), în funcţie de $\log e^{\alpha x}$, $\log (1 + \alpha x^2)^2$ şi $\log (1 + \alpha x^2)$, coeficientul α fiind determinat cu ajutorul relaţiilor (4), (5) şi (6).

Un alt procedeu pentru determinarea coeficientului α este următorul [13] :

Se consideră intensitatea maximă I_0 a curbei egală cu unitatea şi se calculează prin integrare suprafaţa ei, atribuindu-i pe rînd ecuaţiile (1) — (3). Presupunînd că distribuţia intensităţii în curba difractometrică este dată de relaţia (1), suprafaţa limitată de ea va fi egală cu $\sqrt{\frac{\pi}{\alpha}}$; dacă se presupune că distribuţia este descrisă de ecuaţia (2) suprafaţa este $\frac{\pi}{2\sqrt{\alpha}}$ şi, în sfîrşit, dacă curba este descrisă de ecuaţia (3), suprafaţa va fi $\frac{\pi}{\sqrt{\alpha}}$. Deoarece suprafaţa limitată de curbă poate fi calculată şi cu ajutorul relaţiei I_0B, unde B este lăţimea liniei de difracţie*, se obţine :

$$\text{pentru distribuţia 1} \quad \alpha = \frac{\pi}{B^2}\,; \tag{7}$$

$$\text{pentru distribuţia 2} \quad \alpha = \frac{\pi^2}{4B^2}\,; \tag{8}$$

$$\text{pentru distribuţia 3} \quad \alpha = \frac{\pi^2}{B^2}. \tag{9}$$

Măsurînd suprafaţa S de sub curba de difracţie se poate determina deci cu ajutorul relaţiei $S = BI_o$ lăţimea B şi, mai departe, cu ajutorul relaţiilor (7), (8) şi (9), trei valori pentru coeficientul α. Pentru a stabili care dintre aceşti trei coeficienţi este corect, deci pentru a stabili care din ecuaţiile (1), (2)şi (3) aproximează mai bine curba de distribuţie, se compară valorile intensităţilor pentru mai multe puncte ale curbei de distribuţie determinate analitic cu cele măsurate direct pe curbă sau se reprezintă grafic $\log I$ în funcţie de $\log e^{\alpha x^2}$, $\log (1 + \alpha x^2)^2$ şi $\log (1 + \alpha x^2)$, potrivit relaţiilor (1,a), (2,a) şi (3,a).

Considerînd pentru a ilustra, tot figura 2, suprafaţa se determină înmulţind cu doi suprafaţa limitată de abscisă, ordonata maximă şi partea din curba experimentală situată spre unghiuri mici ; această suprafaţă este $S = 1\,644$ mm², deci $B = 138$ mm, de unde rezultă pentru α valoarea 0,000165, dacă se consideră ecuaţia (1), valoarea 0,000129 dacă se consideră ecuaţia (2), şi 0,000516, cînd se consideră ecuaţia (3). Datele necesare pentru reprezentarea grafică sînt conţinute în tabela 3, iar în tabela 4

Tabela 3

x	$\log I$	$\log e^{\alpha x^2}$ pentru $\alpha = 0{,}000165$	$\log (1 + \alpha x^2)^2$ pentru $\alpha = 0{,}000129$	$\log (1 + \alpha x^2)$ pentru $\alpha = 0{,}000516$
10	2,06819	0,0072	0,00689	0,02119
20	2,04139	0,0288	0,04336	0,08099
30	2,01703	0,0648	0,09517	0,16554
40	1,96379	0,1152	0,16435	0,26198
50	1,84510	0,1800	0,23805	0,35984
60	1,75517	0,2592	0,32634	0,45637
70	1,65321	0,3592	0,41497	0,54900
80	1,55630	0,4608	0,52114	0,63347
90	1,47712	0,5832	0,61909	0,71433
100	1,37107	0,72	0,72016	0,78958
110	1,25527	0,8712	0,81690	0,86213
120	1,11394	1,0368	0,91169	0,92686
130	1,00000	1,2168	1,00432	0,98900
140	0,90309	1,4112	1,09342	1,04727

---

* Prin lăţimea B a unei linii de difracţie se înţelege raportul dintre suprafaţa de sub curba de difracţie la înălţimea ei maximă I_2.

Tabela 4

Forma funcţia şi valoarea coeficientului determinat cu ajutorul (7) – (9)	Valorile intensităţii I la distanţa x egală cu: 10 calculat	10 experimental	20 calculat	20 experimental	30 calculat	30 experimental	40 calculat	40 experimental	50 calculat	50 experimental	60 calculat	60 experimental	70 calculat	70 experimental	80 calculat	80 experimental	90 calculat	90 experimental	100 calculat	100 experimental	110 calculat	110 experimental	120 calculat	120 experimental	130 calculat	130 experimental
$I = I_0\, e^{-\alpha x^2}$ $\alpha = 0{,}000165$	117	117	111	110	102	104	91,3	90	78,6	70	65,5	57	52,5	45	41,1	36	31,1	30	22,4	23,5	16	18	10,9	13	7	10
$I = \dfrac{I_0}{(1+\alpha x^2)^2}$ $\alpha = 0{,}000129$	117	117	108	110	96	104	81,5	90	69	70	56	57	45	45	36	36	29	30	22,6	23,5	18	18	14,5	13	11,7	10
$I = \dfrac{I_0}{(1+\alpha\, x^2)}$ $\alpha = 0{,}000516$	113	117	99	110	81,5	104	65,5	92	52	70	41,5	57	33,8	45	27,8	36	23	30	19,3	23,5	16,4	18	14	13	12	10

sînt date mărimile intensităţilor I la diferite distanţe x, calculate cu coeficienţii obţinuţi cu ajutorul relaţiilor (7), (8) şi (9). Graficul din figura 4 şi datele din tabela 4 indică ca funcţie pentru curba din figura 2, funcţia 2.

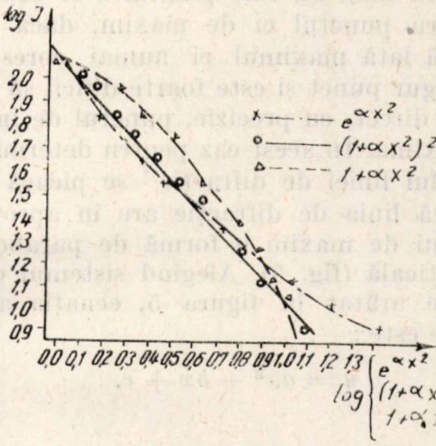


Fig. 4. Variaţia logaritmului intensităţii I pentru llni^a (311) în funcţie de log $e^{\alpha x}$, log $(1+\alpha x^2)^2$ şi log $(1+\alpha x^2)$, coeficientul α fiind determinat cu ajutorul relaţiilor (7), (8) şi (9).

Deşi simple, metodele descrise prezintă neajunsul că aplicarea lor implică un volum relativ mare de calcule. Acest neajuns poate fi evitat astfel:

Se determină cele trei valori ale coeficientului α mai întîi cu relaţiile (4), (5) şi (6) şi, după aceea, cu ajutorul relaţiilor (7), (8) şi (9) se compară cele două serii de valori ale coeficientului α. Două dintre valorile coeficientului α calculate cu ajutorul relaţiilor (4), (5) şi (6) vor fi foarte diferite de valorile corespunzătoare calculate cu ajutorul relaţiilor (7), (8) şi (9), iar una va coincide sau se va deosebi foarte puţin. Ecuaţia (1), (2) sau (3), care corespunde acestui caz, este ecuaţia care aproximează cel mai bine distribuţia intensităţii în curba de difracţie.

Se exemplifică aplicarea acestui procedeu tot în cazul curbei 2; coeficienţii α calculaţi cu ajutorul relaţiilor (4), (5) şi (6) au valorile 0,000198; 0,000118 şi 0,000288 (tabela 1), iar valorile coeficientului, calculate cu ajutorul relaţiilor (7), (8) şi (9), sînt: 0,000165; 0,000129 şi 0,000516 (tabela 3). Se vede că numai în cazul ecuaţiei 2 valorile coeficientului α obţinute prin cele două metode sînt foarte apropiate, respectiv 0,000118 faţă de 0,000129. Rezultă deci şi prin acest procedeu că cel mai bine curba experimentală este aproximată de distribuţia 2.

La determinarea distribuţiei intensităţii în liniile de difracţie trebuie să se acorde atenţie stabilirii cu precizie a punctului care corespunde centrului liniei de difracţie şi eliminării contribuţiei componentei K_{α_2} la profilul acestor linii. Trebuie subliniat că alegerea corectă a ecuaţiei care aproximează cel mai bine variaţia intensităţii într-o linie de difracţie depinde de modul cum sînt rezolvate aceste probleme.

Deoarece o linie de difracţie este în mod obişnuit asimetrică, noţiunea de ,,centru al liniei de difracţie'' nu are o semnificaţie precisă. Cînd linia nu este prea lată se consideră ca centru punctul ei de maxim, dacă curba este însă lată maximul ei numai corespunde unui singur punct şi este foarte dificil să se determine direct, cu precizie, punctul de intensitate maximă. În acest caz pentru determinarea ,,centrului liniei de difracţie'' se pleacă de la faptul că linia de difracţie are în apropierea punctului de maxim o formă de parabolă cu axa verticală (fig. 5). Alegînd sistemul de coordonate arătat în figura 5, ecuaţia acestei parabole este :

$$y = ax^2 + bx + c. \tag{10}$$

Maximul acestei curbe are loc cînd

$$\frac{dy}{du} = 2ax + b = 0\,, \tag{11}$$

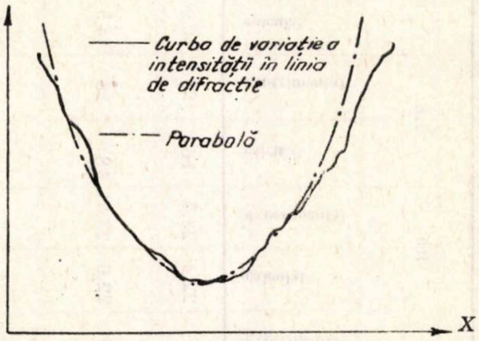


Fig. 5. Determinarea centrului unei linii de difracţie.

Tabela 5

θ°	*d*, min, pentru radiaţia				
	Cr	Fe	Ni	Cu	Mo
1	0,1	0,1	0,14	0,16	0,4
2	0,2	0,3	0,3	0,3	0,7
3	0,3	0,4	0,5	0,5	1,1
4	0,5	0,5	0,6	0,6	2,5
5	0,5	0,6	0,7	0,7	1,9
6	0,6	0,8	0,9	0,9	2,2
7	0,6	0,9	1,0	1,1	2,6
8	0,7	1,0	1,2	1,2	3,0
9	0,8	1,2	1,3	1,4	3,4
10	0,9	1,3	1,5	1,6	3,7
11	1,0	1,4	1,6	1,7	4,1
12	1,1	1,6	1,6	1,9	4,5
13	1,2	1,7	1,9	2,0	4,9
14	1,3	1,8	2,0	2,2	5,3
15	1,4	2,0	2,2	2,4	5,7
16	1,5	2,1	2,3	2,5	6,1
17	1,6	2,3	2,5	2,7	6,5
18	1,7	2,4	2,6	2,8	6,9
19	1,8	2,5	2,8	3,0	7,3
20	1,9	2,7	3,0	3,2	7,7
21	2,0	2,8	3,1	3,4	8,2
22	2,1	3,0	3,3	3,6	8,6
23	2,2	3,1	3,5	3,7	9,0
24	2,3	3,3	3,6	3,9	9,5
25	2,4	3,4	3,8	4,1	9,9
26	2,5	3,6	4,0	4,3	10,4
27	2,7	3,8	4,2	4,5	10,9
28	2,8	3,9	4,4	4,7	11,3
29	2,9	4,1	4,5	4,9	11,8
30	3,0	4,3	4,7	5,1	12,3
31	3,1	4,4	4,9	5,3	12,8
32	3,3	4,6	5,1	5,5	13,3
33	3,4	4,8	5,3	5,7	13,9
34	3,5	5,0	5,5	6,0	14,4
35	3,7	5,2	5,7	6,2	14,9
35	3,8	5,4	5,9	6,4	15,5
37	3,9	5,6	6,1	6,6	16,0
38	4,0	5,8	6,3	6,9	16,6
39	4,2	6,0	6,6	7,1	17,3
40	4,3	6,2	6,8	7,3	17,9
41	4,5	6,4	7,0	7,6	18,5
42	4,7	6,6	7,3	7,9	19,2
43	4,9	6,9	7,6	8,2	19,9
44	5,1	7,1	7,9	8,5	20,6
45	5,3	7,3	8,2	8,8	21,4
46	5,5	7,6	8,5	9,1	22,1
47	5,7	7,9	8,8	8,4	22,9
48	5,8	8,2	9,1	9,7	23,7
49	6,0	8,5	9,4	10,1	24,6
50	6,2	8,8	9,7	10,5	25,5
51	6,4	9,0	10,1	10,9	26,4
52	6,6	9,4	10,4	11,3	27,3
53	6,9	9,8	10,8	11,7	28,3
54	7,2	10,2	11,2	12,1	29,4
55	7,4	10,5	11,6	12,6	30,5
56	7,7	10,9	12,1	13,1	31,7
57	8,0	11,4	16,2	13,6	33,0
58	8,4	11,9	13,1	14,1	34,3
59	8,7	12,4	13,7	14,7	35,7
60	9,0	12,8	14,2	15,3	37,2
61	9,4	13,3	14,8	16,8	38,8
62	9,8	13,8	15,4	16,6	40,4
63	10,2	14,5	16,1	17,3	42,2
64	10,7	15,2	16,8	18,1	44,2
65	11,3	15,9	17,6	19,0	46,4
66	11,8	16,8	18,4	19,9	48,6
67	12,4	17,6	19,4	22,0	51,2
68	13,0	18,4	20,4	22,1	53,8
69	13,7	19,3	21,4	23,1	56,8
70	14,5	20,4	22,7	24,4	60,0
71	15,2	21,6	24,0	25,8	63,5
72	16,2	23,0	25,5	27,5	67,6
73	17,2	24,5	27,1	29,3	72,2
74	18,3	26,0	28,8	31,2	77,2
75	19,5	27,9	30,9	33,3	83,0
76	21,0	30,0	33,3	36,0	90,0
77	22,9	32,0	36,0	39,0	98,1
78	24,8	35,5	39,3	42,4	108,0
79	27,4	38,2	43,7	46,9	130,5
80	30,4	43,4	48,5	52,0	136,2
81	34,0	48,5	54,0	58,8	157,2
82	38,4	55,3	61,8	67,2	182,0
83	45,0	65,3	72,8	79,0	244,5
84	53,0	78,0	88,0	96,0	—
85	67,0	100,8	112,5	127,5	—
86	—	156,0	200,0	—	—

deci, centrul în raport cu originea sistemului de coordonate ales se găsește la :

$$x = -\frac{b}{2a}. \tag{12}$$

Pentru a determina centrul liniei de difracție este necesar ca pornind de la coordonatele punctelor determinate experimental prin măsurări pe curba în apropierea vîrfului ei, în raport cu sistemul de coordonate ales (fig. 5), să se determine coeficienții *a*, *b* și *c*. Valoarea cea mai probabilă a acestor coeficienți se determină prin metoda celor mai mici pătrate [5].

Pentru a elimina contribuția componentei $K_{\alpha2}$ la profilul liniei de difracție se procedează astfel[3] :

Mai întîi se descompune curba de difracție în curbele componente determinate de radiațiile K și $K_{\alpha2}$. În acest scop, folosind tabela 5 [6] se determină distanța *d* cu care sînt deplasate maximele curbelor componente. Notînd cu *I* ordonata curbei totale, cu $I_{K\alpha}$, ordonata curbei determinată de componenta $K_{\alpha1}$ și cu $I_{K\alpha2}$, ordonata curbei determinată de componenta $K_{\alpha2}$ (fig. 6), se pot scrie următoarele relații :

$$\frac{I_{K\alpha2}}{I_{K\alpha1}} = \frac{1}{2}; \tag{13}$$

$$I(x) = I_{K\alpha1}(x) + I_{K\alpha2}(x) = I_{K\alpha1}(x) + \frac{1}{2} I_{K\alpha1}(x-d). \tag{14}$$

Din aceaste relații rezultă :

$$I_{K\alpha1}(x) = I(x) - \frac{1}{2} I_{K\alpha1}(x-d). \tag{15}$$

Această relație servește la descompunerea grafică a curbei experimentale în curbele componente ; procedeul este ilustrat în figura 6.

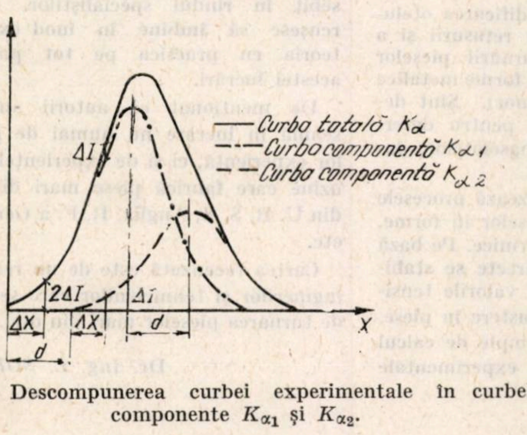

I
ΔI
Curba totală K_α
Curba componentă $K_{\alpha1}$
Curba componentă $K_{\alpha2}$
2ΔI
ΔI
ΔX
ΔX
d
X
d

Fig. 6. Descompunerea curbei experimentale în curbele componente K_{α_1} și K_{α_2}.

Aplicînd procedeul descris mai sus, la descompunerea curbei reprezentate în figura 1, al cărui maxim este situat la aproximativ 21°30' și la curba reprezentată în figura 2, al cărui maxim se află la aproximativ 44°30', se obțin curbele componente reprezentate în figurile 7 și 8. Se vede că în timp ce la unghiuri relativ mici componenta $K_{\alpha2}$ afectează sensibil partea din curba experimentală situată spre unghiurile mici (fig. 7); la unghiuri mari (mai mari de aproximativ 40°) componenta $K_{\alpha2}$ nu afectează aproape de loc această parte din curba experimentală (fig. 8). Rezultă deci că în timp ce la determinarea formei liniilor de difracție pe linii situate la unghiuri mici este necesar să se efectueze corecții pentru a elimina contribuția componentei $K_{\alpha2}$, la forma liniilor de difracție la liniile situate la unghiuri mari (de pildă mai mari de 40°) această influență poate fi neglijată.

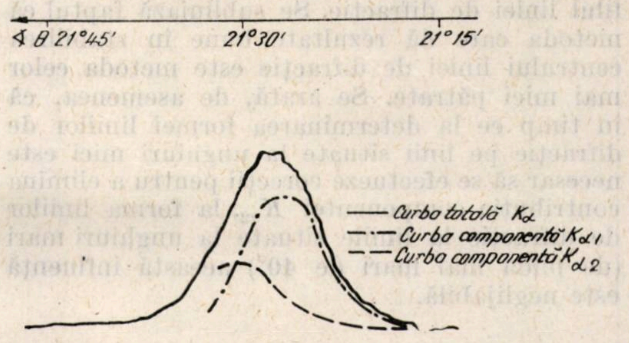


Fig. 7. Descompunerea curbei experimentale (111) obținută pe o alamă cu 20 % Zn deformată plastic la rece la un grad de ecruisare de 2,15 % în curbele componente K_{α_1} și K_{α_2}. Scara 1 :5.

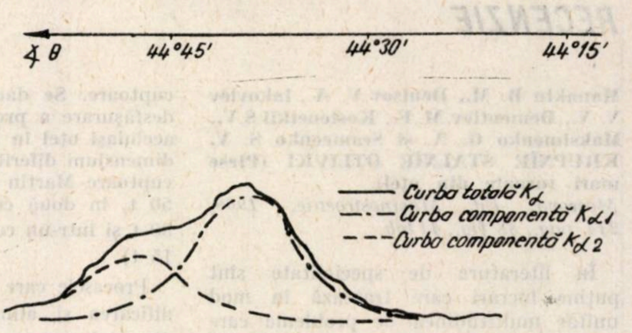


Fig. 8. Descompunerea curbei experimentale (311), obținută pe o alamă cu 20 % Zn deformată plastic la rece la un grad de ecruisare de 2,15 % în curbele componente K_{α_1} și K_{α_2}. Scara 1 :5.

Concluzii

Pentru alegerea expresiei analitice a unei linii de difracție se poate folosi, în locul metodelor comparării intensităților calculate cu cele măsurate și a reprezentării grafice, metoda comparării coeficienților α determinați cu ajutorul relațiilor (4), (5) și (6), cu coeficienții α, determinați cu ajutorul relațiilor (7), (8) și (9). Această ultimă metodă oferă avantajul reducerii însemnate a calculelor necesare.

Se atrage atenţia, de asemenea, asupra importanţei determinării cu precizie a centrului liniei de difracţie şi a efectuării corecţiei pentru eliminarea contribuţiei componentei $K_{\alpha 2}$ la profilul liniei de difracţie. Se subliniază faptul că metoda care dă rezultate bune în stabilirea centrului liniei de difracţie este metoda celor mai mici pătrate. Se arată, de asemenea, că în timp ce la determinarea formei liniilor de difracţie pe linii situate la unghiuri mici este necesar să se efectueze corecţii pentru a elimina contribuţia componentei $K_{\alpha 2}$, la forma liniilor de difracţie la liniile situate la unghiuri mari (de pildă mai mari de 40°) această influenţă este neglijabilă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lîsak I.L. Voprosî Fiziki Metallov. Metallovedeniia, nr. 5, Kiev, 1954, p. 45.

[2] Lîsak I. L. Voprosî Fiziki Metallov i. Metallovedeniia, nr. 6, Kiev, 1952, p. 40.

[3] * * * *Opredelenie naprîajenii* II *roda* (*micronapriajenii i razmera blocov* (*oblastei koerenınovo rasseianiia*). *Roentgenografia v fiziceskom metallovedenii.* Moscova, Metallughizdat, 1961, p. 167.

[4] Kaceanov N. N. şi Mirkin I. L. *Roentgenostrucurnîi analiz.* Moscova, Maşghiz, 1960, p 65.

[5] Cullity D. B. *Elements of X-ray Diffraction*, Addison — Wesley Publishing Company, Inc. Reading. Massachusetts, Londra, 1959, p. 335 şi 447.

[6] * * * *Internaţionale Tabellen zur Bestimmung von Kristallestrukturen.* Berlin, Borntraeger, 1935.

RECENZIE

Manakin B. M., Denisov V. A., Iakovlev N. N., Dementiev M. F., Kostenetkii S.V., Maksimenko G. A. şi Sramcenko S. V. KRUPNÎE STALNÎE OTLIVKI (Piese mari turnate din oţel).
Moscova, Ed. Maşinostroenie, 1969, 214 pag., 88 fig., 41 tab.

În literatura de specialitate sînt puţine lucrări care tratează în mod unitar multitudinea de probleme care se pun în cazul fabricării pieselor mari turnate din oţel.

Autorii lucrării recenzate sînt specialişti binecunoscuţi, care lucrează de multă vreme la una din cele mai mari uzine de maşini grele din U. R. S. S. şi anume, cea din Novo-Kramatorsk. La această uzină se toarnă piese din diferite calităţi de oţeluri, pentru maşini şi utilaje destinate industriilor metalurgice, miniere, energetice etc.

Lucrarea cuprinde şapte capitole.

În capitolul I se prezintă principalele particularităţi ale tehnologiei de executare manuală şi mecanică a formelor şi miezurilor pentru turnarea pieselor mari din oţel. Se dau exemple concrete de tehnologii folosite în cazul turnării sabotelor, cajelor pentru laminoare, cilindrilor de laminor, pieselor pentru bluminguri, forjelor şi preselor, utilajelor miniere, conurilor de furnale, corpurilor de turbine etc.

Capitolul II se ocupă cu elaborarea oţelurilor de turnătorie în cuptoare Martin şi cuptoare electrice cu arc. Se descriu metodele de obţinere a cantităţilor mari de oţel lichid prin elaborarea lui concomitentă în două sau trei cuptoare. Se dau exemple concrete de desfăşurare a procesului de elaborare a aceluiaşi oţel în mai multe agregate cu dimensiuni diferite (de exemplu în două cuptoare Martin cu capacitate de 80 şi 50 t, în două cuptoare Martin de cîte 80 t şi într-un cuptor electric cu arc de 15 t).

Procesele care privesc turnarea, solidificarea şi alimentarea pieselor mari din oţel sînt pe larg analizate în capitolul III, care este de fapt şi cel mai extins.

În acest capitol, foarte preţios din punct de vedere al conţinutului, se fac consideraţii teoretice cu aplicaţii concrete practice în legătură cu temperatura oţelului la evacuare şi turnare, răcirea oţelului în timpul evacuării lui din cuptor, menţinerii în oală şi al turnării în forme, precum şi durata de turnare a oţelului în forme.

Se tratează pe larg solidificarea oţelului, modul de formare a retasurii şi a segregaţiilor, în cazul turnării pieselor mari în forme de nisip şi în forme metalice (cazul cilindrilor de laminor). Sînt descrise metodele de calcul pentru determinarea dimensiunilor maselotelor, însoţite de exemple.

În capitolul IV se analizează procesele care au loc la răcirea pieselor în forme, precum şi tratamentele termice. Pe bază de calcule şi măsurări directe se stabilesc duratele de răcire şi valorile tensiunilor interne, care iau naştere în piese. De asemenea, se dau exemple de calcul şi se prezintă rezultatele experimentale privind modul de încălzire a pieselor mari în timpul tratamentelor termice, precum şi exemple concrete de tratament aplicat la oţelurile hipoeutectoide, în cazul unor piese cu greutatea de pînă la 200 t.

O deosebită valoare au datele cuprinse în capitolul V care arată modul de formare a structurii primare la piesele mari, a segregaţiilor elementelor de bază. Numeroase determinări experimentale pun în evidenţă, cu mare claritate, rolul important pe care-l joacă viteza de solidificare la formarea structurii primare şi la obţinerea proprietăţilor mecanice şi fizice (cap. VI).

Capitolul VII se ocupă cu principalele defecte ale pieselor mari turnate din oţel.

Caracteristica principală a lucrării este bogăţia de date practice şi experimentale pe care le cuprinde şi care fac ca lucrarea să suscite un interes deosebit în rîndul specialiştilor. Autorii reuşesc să îmbine în mod exemplar teoria cu practica pe tot parcursul acestei lucrări.

De menţionat că autorii au ţinut seamă în lucrare nu numai de propria lor experienţă, ci şi de experienţele altor uzine care fabrică piese mari din oţel, din U. R. S. S, Anglia, R. F. a Germaniei etc.

Cartea recenzată este de un real folos inginerilor şi tehnicienilor care se ocupă de turnarea pieselor mari din oţel.

Dr. Ing. *L. SOFRONI*

Cilindri pentru bara dopului cu conţinut ridicat de Al_2O_3

Ing. N. CIOCEA şi chim. ELENA MOGOŞANU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.746.32 :666. 76

CYLINDRES POUR LA BARRE DU BOUCHON À TENEUR ÉLEVÉE EN AL_2O_3

On fait des recherches comparatives sur plusieurs masses alumineuses dont le contenu en Al_2O_3 est compris entre 64 et 81,07%. Le component principal des masses est la chamotte mulitique (ayant une teneur en Al_2O_3 d'environ 70%) et la baouxite de Guyana (teneur en Al_2O_3 d'environ 90%).

On établit le caractère des masses analysées du point de vue de la composition chimique, de la réfractarité, de la résistance mécanique et de la résistance à l'attaque chimique.

En même temps on fait certaines appréciations concernant l'influence de quelques facteurs structurels (phases cristallines et vides) et de quelques propriétés rhéologiques (la viscosité, la déformation sous charge à des températures élevées, la réfractarité) sur la résistance à la corrosion.

Les résultats des recherches sont finalisés par la fabrication d'un lot de cylindres liés chimiquement et expérimentés à l'Usine de machines lourdes — Bucarest.

BOT STICK CYLINDERS WITH HIGH AL_2O_3 CONTENT

Several high-alumina masses, with 64 to 81,07% Al_2O_3 content, are investigated comparatively. The main component is mullitic fire clay (with an Al_2O_3 content of about 70%) and Guyana bauxite.

Investigated masses are characterized by their chemical composition, refractoriness, mechanical strenght and resistance to chemical attack.

Some assessments, regarding influence of structural elements (crystalline phases and gaps) and of some rheologic properties (viscosity, deformation under load at high temperatures, refractoriness (on corrosion resistance, are made as well.

Results of investigations were finalized by the manufacturing of a set of cylinders, chemically fixed, which were tested in Plant for Heavy Machines — Bucharest.

Pentru a combate corodarea cilindrilor din şamotă de către zgurele bazice se recurge fie la cilindri mai groşi, fie la cilindri cu dimensiuni normale, dar cu un conţinut de 75—85% Al_2O_3 [2].

În R.S. România nu s-au fabricat pînă în prezent cilindri pentru bara dopului cu conţinut mai mare de 42—45% Al_2O_3.

Adaptarea unei tehnologii de elaborare a oţelului îmbunătăţite la Uzina de maşini grele — Bucureşti (vacuumarea oţelului) a impus procurarea cilindrilor de bară cu peste 75% Al_2O_3 din Anglia (firma Thomas Marshall). Aceasta a impus necesitatea studierii posibilităţilor de fabricare şi asimilare a cilindrilor de bară cu un conţinut ridicat de Al_2O_3 în condiţiile fabricilor de produse refractare. În lucrare se cercetează mai multe compoziţii de mase superaluminoase arse şi legate chimic, în scopul stabilirii compoziţiei optime. De asemenea, masele legate chimic au fost arse la diverse temperaturi, în scopul stabilirii comportării lor la aceste temperaturi.

Caracterizarea fizico-chimică a maselor cercetate este evidenţiată prin proprietăţi ca: analiza chimică, rezistenţa mecanică, refractaritatea, rezistenţa la atacul chimic etc. Totodată s-a încercat să se prezinte importanţa unor factori de structură (faze cristaline şi goluri) şi a unor proprietăţi reologice (viscozitatea, deformarea sub sarcină la temperaturi ridicate, refractaritatea) asupra rezistenţei la coroziune.

În final sînt prezentate caracteristicile produselor fabricate la fabrica „Vulturul"—Comarnic (în baza reţetei găsite optime în determinările de laborator) şi experimentate la Uzina de maşini grele — Bucureşti.

Mase superaluminoase determinate în laborator

În laborator s-au experimentat şapte mase al căror conţinut în Al_2O_3 a fost cuprins între 64 şi 81%.

Tabela 1 redă analiza chimică (Al_2O_3 şi SiO_2), componentul de bază, dimensiunea maximă a granulelor şi lianţii chimici ai maselor cercetate.

Dacă se consideră numai oxizii SiO_2 şi Al_2O_3, iar ceilalţi se neglijează, atunci masele M_1-M_5 se încadrează în sistemul $SiO_2-Al_2O_3$ în cîmpul de parageneză I, iar masele M_6 şi M_7, în cîmpul de parageneză II (fig. 1).

Din diagrama sistemului (fig. 1) se constată că acestea sînt mase mulitice, respectiv mulito-corindonice (masa M_6).

Tabela 1

Masa	Componentul de bază	Dimensiunea maximă a granulelor, mm	Liantul chimic	SiO_2, %	Al_2O_3, %
M_1	Şamotă mulitică	1,5	Sulfat de aluminiu	29,09	67,73 incl. TiO_2
M_2	Şamotă mulitică	1,5	Sulfat de aluminiu	32,34	64,50 incl. TiO_2
M_3	Şamotă mulitică	1,5	Leşie lignosulfitică	30,05	67,00
M_4	Şamotă mulitică	1,5	Leşie lignosulfitică	32,00	64,00
M_5	Şamotă mulitică, bauxită Guyana	3,0	Acid fosforic	27,11	64,77
M_6	Bauxită Guyana	2,5	Acid fosforic	14,16	81,07
M_7	Bauxită Guyana	2,0	Acid fosforic	16,20	75,52

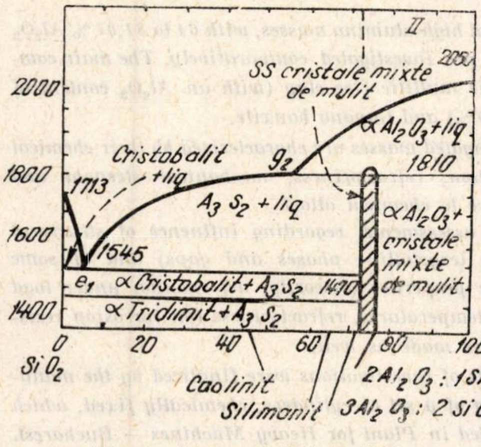

II
2050
SS cristale mixte de mulit
2000
αAl2O3+liq
Cristobalit +liq
g2
1810
1800
1713
A3 S2 + liq
αAl2O3+ cristale mixte de mulit
1600
1545
e1
α Cristobalit + A3 S2
1470
1400
α Tridimit + A3 S2
0
20
40
60
80
100
Si O2
Caolinit
Silimonit
2Al2O3 : 1SiO2
3Al2O3 : 2SiO2

Fig. 1. Sistemul SiO_2—Al_2O_3.

Proprietăţile fizico-mecanice ale maselor cercetate sînt ilustrate prin datele prezentate în figura 2 şi tabela 2.

Din figurile 2, *a* şi 2, *b* se constată creşterea densităţii aparente şi scăderea porozităţii aparente după ardere o dată cu creşterea temperaturii de ardere a probelor. Masele M_6 şi M_7 se comportă din acest punct de vedere diferit după arderea la temperaturi ridicate, ca urmare a dilatării bauxitei Guyana.

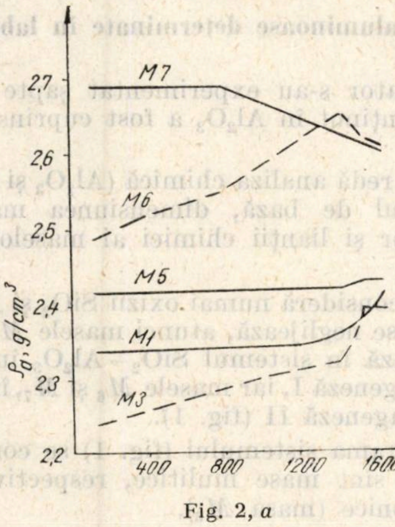


Fig. 2, *a*

Rezistenţa mecanică a probelor arse creşte (fig. 2, *c*) cu temperatura la care s-a efectuat arderea. Pînă la 1 400°C se constată că rezistenţa mecanică a maselor legate cu acid fosforic şi sulfat de aluminiu este mai mare decît

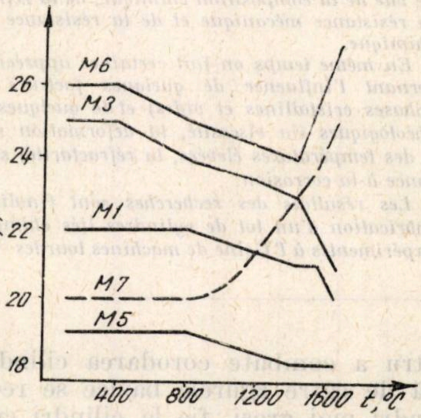


Fig. 2, *b*

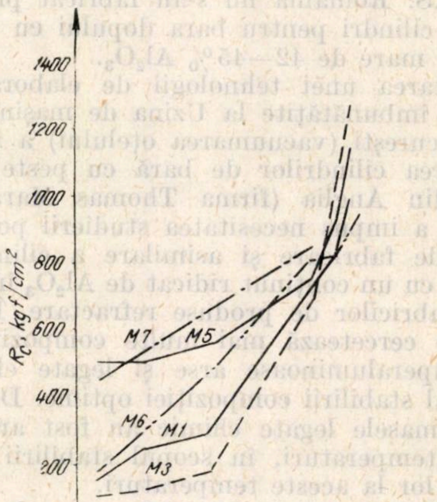


Fig. 2, *c*

Fig. 2. Variaţia densităţii aparente (*a*), porozităţii aparente (*b*) şi a rezistenţei la compresiune (*c*) în funcţie de temperatura de ardere a probelor.

Tabela 2

Masa	După ardere la temperatură, °C	Deformarea sub sarcina de 2 kgf/cm² $T_{0,6}$ %, °C	Viscozitatea aparentă la temperatura de deformare $T_{0,6}$ % poises	Refractaritatea IP	Permeabilitatea la gaze, $\frac{m^3 \cdot cm}{m^2\ h\ mm\ H_2O}$	Porozitatea aparentă, %	Suprafaţa specifică a porilor, cm²/cm²	Raza medie a porilor $r_{med.}$, μ	Atacul la zgură la 1 450 °C	
									Indicele de coroziune, %	Rezistenţa la coroziune. %
M_1	1 550	1 625	2 78	182—185	0,036	21	1 001	4,17	76	24
	1 650	1 600	6,68		0,08	20	625	6,40	80	20
M_2	1 650	1 575	0,153	182	0,05	14	466	6,00	80,50	19,50
M_3	1 550	1 550	3,58	182—185	0,06	21	790	5,4	75	25
M_4	1 550	1 525	1,41	182	0,020	17	985	3,5	78,0	22,0
M_5	500	1 500	1,574	179	impermeabil		—	—	nedeterminat	
	1 430	1 350	3,50		0,021	18	1 040	3,44	82,70	17,30
	1 550	1 475	1,37		0,07	18	570	6,40	89	11,0
	1 650	1 525	2,66		0,12	18	436	8,24	88,50	11,50
M_6	1 430	1 450	2,138	185	0,049	24	10,45	4,60	70,70	29,30
	1 550	1 450	1,87		0,085	28	1 000	5,60	79,30	20,70
	1 650	—	—		0,10	26	840	6,30	78,80	21,20
M_7	500	1 550	1,415	182	—	19	—	—	nedeterminat	
	1 430	1 475	0,856		0,032	20	988	4,05	74,80	25,20
	1 550	1 550	1,575		0,087	24	785	6,08	77,70	22,30
	1 650	—	—		0,18	25	584	8,55	78,50	21,50

a maselor legate cu leşie ligno-sulfitică. La peste 1 400°C această influenţă dispare, ca urmare a micşorării caracterului liant al adaosurilor la temperaturi înalte.

Comportarea reologică a maselor a fost evidenţiată prin determinarea următoarelor caracteristici : deformarea sub sarcina de 2 kgf/cm², viscozitatea maselor la temperatura de deformare şi refractaritatea acestora.

Temperatura de deformare (s-a redat numai deformarea de 0,6 %) este determinată de caracterul chimico-mineralogic al maselor, adică prezenţa fazelor cristaline, de caracterul structurii cristaline, precum şi de raportul cantitativ între faza cristalină şi cea sticloasă (amorfă).

Importantă este şi viscozitatea fazei lichide mai uşor fuzibile ce se formează premergător topirii fazei cristaline. Structura maselor, precum şi caracterul compoziţiei lor granulometrice prezintă, de asemenea, o oarecare importanţă.

Vîscozitatea aparentă a maselor a fost calculată cu ajutorul relaţiei (3) :

$$\eta = \frac{p \cdot l \cdot z}{3q \cdot \Delta l},$$

în care :

η este viscozitatea poise ;
p — forţa care acţionează, dyne (sarcina în kg, înmulţită cu 981 000) ;
l — înălţimea epruvetei, cm ;
Δl — variaţia înălţimii epruvetei, cm, într-un timp z ;
z — timpul, s ;
q — suprafaţa secţiunii transversale, cm².

Valorile obţinute pentru viscozitatea aparentă sînt considerate convenţionale, deoarece proba refractară fiind alcătuită din faze cristaline şi o cantitate de fază lichidă foarte vîscoasă la temperatura de încercare reprezintă, din punct de vedere reologic, o masă plastică şi nu poate fi comparată cu un lichid real sau cu un lichid structurat (sistemul format din faza lichidă conţinînd incluziuni cristaline) [3].

Din datele prezentate în tabela 2 rezultă :

— Temperatura de deformare sub sarcină este puţin influenţată de gradul de ardere prealabilă a probelor, lucru constatat şi cu alte ocazii [4].

Se observă valori mai scăzute ale temperaturii de deformare sub sarcină în cazul maselor M_5 ; M_6 ; M_7 faţă de cea a maselor $M_1 - M_4$;

aceasta ca urmare a naturii materiilor prime (compoziţie chimică, granulometrie etc.);

— Creşterea temperaturii de deformare are loc cu scăderea viscozităţii aparente a probelor.

Viscozitatea aparentă a fazei lichide, ce se formează în timpul încercării de deformare sub sarcină, este puţin influenţată de temperatura de ardere prealabilă a maselor.

— Refractaritatea maselor variază în funcţie de natura chimică şi de celelalte caracteristici prezentate mai sus (compoziţie granulometrică, viscozitate etc.). Masele cu refractaritatea cea mai înaltă sînt M_6 şi M_1, iar cu cea mai scăzută, masa M_5.

Aprecierea structurii maselor refractare experimentate în laborator s-a făcut prin intermediul unor determinări de porozitate, permeabilitate la gaze, suprafaţă specifică a porilor şi rază medie a porilor.

Porozitatea maselor a fost prezentată mai sus (fig. 2, *b*). Permeabilitatea la gaze serveşte, de asemenea, la aprecierea compactităţii produselor şi depinde de dimensiunile porilor deschişi, precum şi de legătura dintre aceştia.

Permeabilitatea a fost determinată cu ajutorul permeametrului, de fabricaţie R.P. Ungară.

În cazul reţetelor experimentate, care prin ardere în general dilată, se constată că cu cît temperatura la care a fost arsă proba creşte, cu atît permeabilitatea la gaze creşte şi ea (aceasta apare foarte evident în cazul maselor M_5, M_6 şi M_7). De altfel se constată o analogie cu valorile obţinute în cazul porozităţii aparente.

Suprafaţa specifică a porilor este determinată după procedeul propus de P.C. Carman [5]. Formula folosită curent în calcule este:

$$S_v = 6{,}25 \sqrt{\frac{\varepsilon^3}{k}} \ (\text{cm}^2/\text{cm}^3),$$

unde:

S_v este suprafaţa specifică;

ε — porozitatea aparentă, %;

k — coeficientul de permeabilitate pentru gaze, în:

$1 \cdot \text{m/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{mm } H_2O$ sau $10^{-1}\text{m}^3 \text{ cm/m}^2 \text{ h} \cdot \text{mm } H_2O$.

Din datele prezentate în tabela 2 se constată că suprafaţa specifică a porilor scade cu creşterea permeabilităţii la gaze şi a temperaturii de ardere. Porozitatea aparentă are o influenţă mai mică asupra valorilor suprafeţei specifice a porilor.

Creşterea suprafeţei specifice a porilor, pînă la o anumită limită, se pare că nu dăunează compactităţii produsului finit, dacă porozitatea nu este prea înaltă.

Relaţia folosită pentru determinarea razei medii a porilor este de forma:

$$r_{med.} = 32 \sqrt{\frac{k}{\varepsilon}} \ (\mu),$$

unde:

$r_{med.}$ este raza medie a porilor;

k — coeficientul de permeabilitate pentru gaze în $1 \cdot \text{m/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{mm } H_2O$;

ε — porozitatea aparentă, %.

Din tabela 2 se constată că raza porilor creşte cu creşterea temperaturii de ardere şi a permeabilităţii la gaze, precum şi cu scăderea suprafeţei specifice a acestora.

Rezistenţa la atacul zgurei, efectuată la 1 450°C, prin metoda statică (a creuzetului — STAS — 5193/56), este influenţată de factorii analizaţi, în diverse moduri.

Valorile obţinute pentru rezistenţa la coroziune arată că aceasta creşte cu refractaritatea produsului.

La valori mai mari ale permeabilităţii la gaze, ale razei medii a porilor şi la scăderea suprafeţei specifice a porilor, rezistenţa la coroziune scade (la o aceeaşi compoziţie chimică).

Totodată rezultă că arderea produselor cercetate la temperaturi de peste 1 430°C nu aduce schimbări importante în ce priveşte îmbunătăţirea rezistenţei la coroziune. Masele care prezintă cea mai mare rezistenţă la coroziune sînt: M_6, M_7, M_1 şi M_3.

Din cele de mai sus rezultă că cele mai bune mase sînt acelea la care refractaritatea, rezistenţa la coroziunea chimică, suprafaţa specifică a porilor au valori mari, iar permeabilitatea la gaze, raza medie a porilor au valorile cele mai mici. În acest sens cele mai bune mase sînt M_6, M_7 (în special arse la 1 430°C) şi masele M_3 şi M_1.

Lucrări în industrie

La fabrica de produse refractare „Vulturul"—Comarnic s-au fabricat circa 1,0 t cilindri pentru bara dopului (formatul C4, conform STAS 1580/65) în baza reţetelor găsite optime în lucrările de laborator. Materiile prime au fost: bauxita de Guyana, granulaţie 0—3 mm, amestec A + E special fin, argilă fină şi acid fosforic.

Fabricarea cilindrilor (pregătirea materiilor prime, amestecarea acestora, fasonarea, uscarea, arderea) s-a făcut după fluxul tehnologic al fabricii. O parte din cilindri (cca. jumătate) au fost arşi la 800°C, în cuptorul cameră, iar restul, la 1 430°C, în cuptorul tunel. După ambele procedee (arderea la 800 şi 1 430°C) nu au existat rebuturi la fabricaţia cilindrilor. Conţinutul în Al_2O_3 al pieselor realizate a fost de circa 75 %, iar porozitatea aparentă a fost de 24 — 25 %. Refractaritatea a fost de 1 820 — 1 850°C, iar rezistenţa la compresiune, de 270 — 300 kgf/cm².

Cilindrii fabricaţi la Comarnic s-au experimentat la U.M.G.B. la oalele de 60 t. Comportarea în exploatare a cilindrilor s-a apreciat comparativ cu cea a cilindrilor importaţi din Anglia, al căror conţinut de Al_2O_3 este de circa 80 %, şi care dau rezultate foarte bune în exploatare.

La cererea uzinei, cilindrii au fost montaţi la partea superioară a barei dopului (cîte trei cilindri în zona zgurei, de regulă zona cea mai solicitată din punct de vedere al coroziunii chimice). De asemenea, utilizarea cilindrilor s-a făcut cu şi fără vacuumarea oţelului. Aprecierea comportării cilindrilor în exploatare s-a făcut prin măsurarea diametrului exterior al acestora, după utilizare. Rezultatele obţinute au fost similare cu acelea din cazul folosirii cilindrilor importaţi din Anglia. Nu au apărut deosebiri la utilizare între cilindrii arşi la 800°C şi cei arşi la 1 430°C, totuşi sînt preferabili cilindrii arşi la 800 – 900°C.

În tabela 3 se dau cîteva din încercările privitoare la comportarea cilindrilor în exploatare.

Tabela 3

Marca oţelului	Temperatura oţelului în oală imediat după evacuarea din cuptor, °C	Durata ţinerii în contact a cilindrilor cu zgura şi oţelul, min	Diametrul cilindrilor după utilizare - turnare (dacă iniţial a fost de 185 mm)	Observaţii
ARC 2	1 585	33	182–185	Şarjă nevacuumată
RUL–1	1 570	25	180–185	Şarjă nevacuumată
OLC 55 X	1 635	40	179–185	Şarjă vacuumată
OLC 55 X	1 615	45	178–185	Şarjă vacuumată
OLC 25 X	1 575	40	176–185	Şarjă vacuumată
OLC 60	1 580	45	172–182	Şarjă vacuumată

Uzura (Ø cilindrilor după utilizare) celorlalţi cilindri experimentaţi nu a depăşit valorile indicate în tabela 3. Aceste încercări au arătat că cilindrii pentru bara dopului fabricaţi în ţară pot înlocui cu succes cilindrii înalt aluminoşi, importaţi din Anglia.

În urma experimentărilor efectuate se pot remarca următoarele :

- Lucrările efectuate în laborator şi industrie au scos în evidenţă necesitatea realizării unor produse cu conţinut înalt de Al_2O_3, obţinute pe bază de şamote mulitice (cu un grad înalt de mulitizare) sau de bauxită Guyana, component foarte compact (dens), cu o refractaritate ridicată şi cu o mare rezistenţă la atacul chimic al zgurelor.
- Realizarea unor produse legate chimice (care necesită o temperatură scăzută de ardere) a scos în evidenţă comportarea foarte bună în exploatare a acestora.
- În urma experimentărilor a reieşit necesitatea trecerii la fabricaţia industrială a cilindrilor pentru bara dopului înalt aluminoşi, legaţi chimic, pe bază de bauxită Guyana. În acest sens la fabrica ,,Vulturul'' – Comarnic, unde au fost fabricaţi pentru prima oară într-o fază experimentală, există toate condiţiile pentru realizarea unor produse de calitate.
- În urma calculaţiilor de preţ de cost efectuate de fabrica ,,Vulturul'' – Comarnic, în condiţii de experimentare, a reieşit că se pot realiza importante economii prin fabricarea acestor piese în ţară (costul cilindrilor importaţi din Anglia este de 8 400 lei/t, iar al celor fabricaţi în ţară, de 3 294,91 lei/t, ceea ce reprezintă pentru U.M.G.B. o economie de 1 020 000 lei/an).

BIBLIOGRAFIE

[1] Moyne A. Le. *Problèmes posés par l'utilisation des produits réfractaires dans le traitment sous vide de l'acier.* L'industrie ceramique, nov., 1968.
[2] Farmery G. M. *Trends in the technology of casting pit refractories in the U. K.* Steel times annual reviev of the Steel Industry, oct., 1968, p. 89.
[3] Budnicov P. P. ş. a. *Tehnologia produselor ceramice şi refractare. Ed. tehnică*, 1960, p. 137.
[4] * * * *Studiul posibilităţilor de utilizare raţională a argilelor de Tg. Jiu.* Studii ICEM, 1968.
[5] Strelov K. K. *Oboţenke structurî ogneupornîh izdelii.* Ogneuporî, nr. 6, 1960, p. 269.

Consideraţii privind caracteristicile ţevilor din oţel fără sudură destinate industriei petroliere

Ing. H. VOINESCU şi ing. M. POPESCU
Uzina de ţevi „Republica"

CZ 621.774.3 : 622.24

CONSIDERATIONS CONCERNANT LES CARACTÉRISTIQUES DES TUBES EN ACIER SANS SOUDURE, DESTINÉS À L'INDUSTRIE PÉTROLIÈRE

L'article comprend une analyse comparative des caractéristiques des tubes en acier sans soudure utilisés dans l'industrie pétrolière, et exécutés selon les normes STAS, API et GOST.

On présente : la composition chimique, les caractéristiques mécaniques, le traitement thermique des nouvelles sortes d'aciers au carbone et faiblement alliés, standardisés en Roumanie, faisant partie des classes de résistance selon API et GOST.

On fait l'équivalence des sortiments d'acier standardisés dans la République Socialiste Roumaine avec les classes de résistance (degrés) API et GOST, ainsi que leur utilisation par rapport au sortiment de tube fabriqué.

On spécifie des exemples de standards de tubes destinés à l'industrie pétrolière alignés aux normes ayant une grande circulation internationale.

CONSIDERATIONS REGARDING CHARACTERISTICS OF SEAMLESS STEEL TUBES FOR THE PETROLEUM INDUSTRY

The paper contains a comparative analyse regarding characteristic values for seamless steel tubes used in the petroleum industry and manufactured according to Rumanian (STAS), American (API) and Russian (GOST) standards.

Chemical composition, mechanical characteristics and heat treatment for the new brands of carbon and low-alloy steel, belonging to the classes of resistance stated by API and GOST and standardized in Rumania, are recorded.

Equivalence of steel brands standardized in Rumania with the classes of resistance (grades) of API and GOST as well as their utilization according to the type of tube to be manufactures, is indicated.

Examples of world-wide use standards for tubes used in the petroleum industry are given.

În Republica Socialistă România producţia de ţevi din oţel a cunoscut de la an la an o creştere continuă, contribuind în felul acesta la dezvoltarea siderurgiei româneşti, înscriindu-se astfel pe linia directivelor trasate de P.C.R.

De la o producţie de circa 14 mii t, realizată în urmă cu trei decenii, în acest an producţia de ţevi din Republica Socialistă România urmează să atingă cifra de 800 mii t, iar în 1975, peste 1 000 mii t. Urmărindu-se linia de industrializare a ţării, s-au construit noi uzine de ţevi, iar instalaţiile existente au fost modernizate şi echipate cu aparatură şi utilaje noi.

În intervalul 1967 — 1969 uzina Republica a fost dotată cu încă un laminor tip Stiefel, de 6 inci, cu noi bancuri şi laminoare pentru ţevi trase sau laminate la rece, cu maşini, agregate şi aparatură modernă. Tot în acelaşi interval, laminorul tip Stossbank, montat în uzină în anul 1951, a fost modernizat.

În Republica Socialistă România, din totalul producţiei de ţevi din oţel fără sudură, ţevile destinate industriei petroliere reprezintă circa 40 %.

Necesităţile mereu crescînde de ţevi pentru industria petrolieră care solicită sortimente noi, asigurarea interschimbabilităţii produselor româneşti cu cele din ţările cu o industrie petrolieră puternic dezvoltată, oferirea la export a instalaţiilor de foraj echipate cu material tubular indigen, precum şi cerinţele pentru export a materialului tubular petrolier, au impus, pe lîngă creşterea cantitativă, şi orientarea spre o producţie calitativă, competitivă cu produsele existente în ţările cu o bogată experienţă în industria petrolieră.

Ca urmare a demersurilor făcute în cursul anului 1967, uzinele de ţevi Republica şi Roman au obţinut dreptul de a aplica monograma API pe unele produse petroliere executate de acestea.

Astfel, uzina Republica, ca producător autorizat, are dreptul de a aplica monograma pe burlane tubaj, tubing şi conducte petroliere, executate conform normelor API Std. 5A şi API Std. 5L. Uzina de ţevi Roman are dreptul de monogramă pentru prăjini grele de foraj şi prăjini de antrenare executate după API Std. 7.

Din considerentele expuse mai sus, în decursul ultimilor patru ani toate standardele de ţevi destinate industriei petroliere au fost aliniate normelor API. Totodată s-au aliniat acestor norme şi standardele privind calibrele pentru controlul filetelor, precum şi o serie de mărci de oţeluri, necesare a corespunde unor clase de rezistenţă, cuprinse în normele API.

Analizîndu-se datele statistice, comunicate uzinei Republica de API, pentru anul 1968, a rezultat că producătorii autorizaţii de către institut au executat principalele ţevi pentru industria petrolieră în clasele de rezistenţă, încadrîndu-se în următoarele proporţii:

Burlane tubaj

Clasa de rezistenţă J—55 . . . . .circa 50%;
Clasa de rezistenţă N—80 . . . . .circa 33%;
Alte clase de rezistenţă (H—40, C—75, P—110, V—150). . .circa 17%.

Tubing

Clasa de rezistenţă J—55 . . . . .circa 63%;
Clasa de rezistenţă N—80 . . . . .circa 32%;
Alte clase de rezistenţă (H—40, C—75, P—105 etc.) . . . circa 5%.

Prăjini de foraj cu racorduri sudate

Clasa de rezistenţă grad E . . . . .circa 80%;
Clasa de rezistenţă grad D . . . . .circa 12%;
Alte clase de rezistenţă (P—105, P—110 şi 135) . . . . . circa 8%.

În ceea ce priveşte conductele petroliere, o pondere mai mare au avut-o conductele din gradul A şi B.

În ultimul timp se remarcă o tendinţă de creştere şi a conductelor executate în clasele de rezistenţă ridicată grad X42, X46 şi X52 cu pereţii mai subţiri decît în cazul conductelor grad A sau B.

În normele API mai apar o serie de clase de rezistenţă, cu caracteristici mecanice superioare, dar care au încă o pondere redusă în producţia de ţevi.

Aceste clase de rezistenţă nu sînt încă standardizate şi au, în general, următoarea utilizare: C-80, C-95, S-125, V-150, X-200, pentru burlane tubaj şi tubing; X-95, X-105, (P-105), X-135, pentru prăjini de foraj, şi 150 YS, pentru mufe la burlane tubaj din P-110.

Din cele relatate rezultă că o pondere ridicată, într-o proporţie de peste 55%, în producţia unor sortimente principale de ţevi, o au clasele de rezistenţă J-55, N-80, E, A şi B.

Se menţionează faptul că în noile standarde de produse tubulare petroliere s-a introdus, de asemenea noţiunea, de clasă de rezistenţă.

Ca urmare a studiilor şi a probelor efectuate se pot indica oţeluri româneşti ce se pot folosi pentru diverse clase de rezistenţă, prevăzute în standarde şi API, asigurîndu-se condiţiile de

STAS 8185—68

Tabela 1

Marca de oţel	Compoziţia chimică, %						Caracteristicile mecanice, min				Tratamentul termic			
											Normalizare (călire)		Revenire	
	C	Mn	Si	P max.	S max.	Alte elemente	$R(\sigma r)$, kgf/mm^2	$R_{0,2}$ ($\sigma_{0,2}$), kgf/mm^2	A_5 ($\delta_{0,2}$) %	KCU 30/2, kgfm/cm^2	°C	Răcire	°C	Răcire
						Oţeluri carbon								
OLT 35	0,09—0,16	min. 0,40	0,15—0,35	0,040	0,045	—	35	23	26	—	—	—	—	—
OLT 45	max. 0,23	min. 0,45	0,15—0,35	0,040	0,045	—	45	26	21	—	870—900	aer	—	—
OLT 55	0,30—0,38	0,50—0,80	0,15—0,35	0,040	0,045	—	55	32	18	—	840—860	aer	—	—
OLT 65	0,42—0,50	0,70—1,0	0,22—0,40	0,040	0,045	—	65	38	16	—	830—850	aer	—	—
						Oţeluri slab aliate								
40 M10	0,36—0,44	0,90—1,2	0,15—0,35	0,040	0,040	—	53	39	17	—	850—880	apă	600—620	aer
44 M11	0,40—0,48	0,90—1,2	0,22—0,40	0,040	0,040	—	67	39	14	6	850—830	apă	600—620	aer
43 MoM16	0,40—0,46	1,50—1,7	0,15—0,35	0,040	0,040	Mo = min. 0,16	71	56	13	6	850—880	apă	600—620	aer
41 CN12	0,37—0,45	0,40—0,80	0,17—0,37	0,030	0,030	Cr = 0,45—0,75 Ni = 1,0—1,40	100	85	11	7	840	aer	500—600	apă ulei
41 MoC11	0,38—0,48	0,40—0,80	0,17—0,37	0,030	0,030	Ni = 0,90—1,30 Mo = 0,15—0,30	95	75	11	8	850	aer	500—600	aer ulei apă

Obs.: Caracteristicile mecanice se referă la epruvete:

— netratate termic pentru marca OLT 35; — normalizare pentru mărcile OLT 45, OLT 55, OLT 65 şi 40 M 10;
— îmbunătăţite (sau normalizate şi revenite) pentru mărcile 44 M 11 şi 43 Mo M 16.

API *Tabela 2*

Clasa de rezistență	Compoziția chimică, %								Caracteristicile mecanice, min			Numărul normei API
	C	Mn	Si	S max.	P max.	Ce	Mo	Alte$_2$ elemente	$\sigma_{0,5}$ kgf/mm^2	σ_r, kgf/mm^2	A2″, * %	
H-40	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	min. 28,1	min. 42,2	19-29,5	Std. 5A
J-55	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	38,7-56,2	min. 52,7	15,5-24	Std. 5A
K-55	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	38,7-56,2	mio. 66,8	12,5-19,5	Std. 5A
N-80	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	56,2-77,3	min. 70,3	12,5-18,5	Std. 5A
D	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	min. 38,7	min. 66,8	12,5-19,5	Std. 5A
E	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	min. 52,7	min. 70,3	12,5-18,5	Std. 5A
P-105	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	73,8-94,9	min. 84,4	15-17	Std. 5Ax
P-110	—	—	—	0,060	0,040	—	—	—	77,3-98,4	min. 87,9	15-17	Std. 5Ax
C-75	max. 0,50	max. 1,90	max. 0,35	0,060	0,040	Cr+Ni+Cu= =max. 0,50	0,15-0,30	—	52,7-63,3	min. 66,9	12,5-19,5	Std. 5Ac
C-75	max. 0,40	max. 1,50	max. 0,35	0,060	0,040	—	—	—	52,7-63,3	min. 66,8	12,5-19,5	Std. 5Ac
C-75	0,38-0,43	0,75-1,0	—	0,040	0,040	0,8-1,1	0,15-0,25	—	52,7-63,3	min. 66,8	12,5-19,5	Std. 5Ac
C-75	0,43-0,48	0,75-1,0	—	0,040	0,040	0,8-1,1	0,15-0,25	—	52,7-63,3	min. 66,8	12,5-19,5	Std. 5Ac
A	max. 0,22	max. 0,90	—	0,050	0,040	—	—	—	min. 21,1	min. 33,7	15-36	Std. 5L
B	max. 0,27	max. 1,15	—	0,050	0,040	—	—	—	min. 24,6	min. 42,2	12,5-29,5	Std. 5L
A25	max. 0,21	0,03-0,60	—	0,060	0,045-0,080	—	—	—	min. 31,6	min. 17,6	16-38,5	Std. 5L
X-42	max. 0,29 max. 0,24	max. 1,25	—	0,050-0,10	0,040	—	—	—	29,5	42,2	19-29,5	Std. 5Lx
X-46	max. 0,31 max. 0,24	max. 1,35 max. 1,25	—	0,050-0,10	0,040	—	—	—	32,3	44,3	18-28,5	Std. 5Lx
X-52	max. 0,31 max. 0,24	max. 1,35 max. 1,25	— —	0,050-0,10	0,040 0,040	— —	— —	Ti = min. 0,03 V = min. 0,02	36,6	46,4	17,5-27	Std. 5Lx
X-56	max. 0,26	max. 1,35	—	0,050	0,040	—	--	Cd = min. 0,005	39,2	49,9	16-25,5	Std> 5Lx
X-60	max. 0,26	max. 1,35		0,050				—	42,2	52,7	15,5-24	Std. 5Lx
X-65	La înțelegere								45,7	54,1	15-23,5	Std. 5Lx

Obs. : * Alungirea A2" este funcție de grosimea peretelui (secțiune). Sînt redate valorile minime și maxime. Delimitarea procentului maxim de carbon, mangan și sulf este funcție de procedeul de elaborare a oțelului și dimensiunile produsului laminat.

analiză chimică şi caracteristicile mecanice prescrise de normele API. Prin modificarea analizei chimice la unele mărci de oţeluri din grupa OLC se pot asigura, de asemenea, clasele de rezistenţă grad X-42, X-46 şi X-52.

În faza actuală de dotare a uzinelor cu aparatură de control existentă, cu perspectivele foarte apropiate de introducerea controlului nedistructiv în controlul pe faze, se poate realiza o însemnată producţie, după normele API, ceea ce ar aduce sporite avantaje economice, îndeosebi prin export.

Prin înlocuirea dimensiunilor de burlane tubaj 5 3/4'' şi 6'' cu dimensiunile din API 4 1/2'' 5'' şi 5 1/2'' se va putea asigura pentru intern şi export gama dimensională prevăzută în API. În cursul acestui an, pînă în trimestrul III inclusiv, se va termina, completa asimilarea dimensiunilor de 4 1/2'' şi 5''. De precizat că pînă în prezent s-au livrat la export însemnate cantităţi de burlane tubaj 5 1/2'', iar la începutul acestui an s-au executat şi livrat primele burlane tubaj 5 1/2'', cu monograma API.

În ceea ce priveşte ţevile de extracţie, dimensiunile cele mai uzuale de 2 3/8'', 2 7/8'' şi 3 1/2'' se pot executa fără dificultăţi tehnologice, în cantităţi sporite, marcate cu monograma API, oferindu-se pentru intern şi export. În 1968 şi 1969 cantităţile importante de conducte netede, din grad A şi B, au fost executate şi livrate la export, marcate cu monogramă.

Prin dotarea uzinei Republica cu o maşină de sudat racorduri speciale la prăjinile de foraj se va putea trece într-un viitor apropiat la fabricarea şi alinierea acestui sortiment foarte solicitat în foraj, la normele API.

Trebuie menţionat faptul că, în prezent cercetările şi experimentările efectuate de ICEM, în colaborare cu uzina Republica, au dus la stabilirea tehnologiei de fabricare—refulare—a prăjinilor de foraj, destinate îmbinării prin sudură de contact cu racorduri speciale.

În 1966 şi 1967 s-au standartizat: ,,Racorduri speciale pentru sudare prin contact la prăjinile de foraj'' STAS 7570 — 66— dimensiuni, utilizîndu-se ca documentaţie API Std. 7 şi ,,Prăjini de foraj cu capete îngroşate pentru sudare prin contact cu racorduri speciale'' STAS 8037 — 67—dimensiuni, folosindu-se ca documentaţie de bază API Std. 5A.

În tabelele 1, 2 şi 3 se redau caracteristicile oţelurilor şi a claselor de rezistenţă din STAS, API şi GOST, pentru ţevile destinate industriei petroliere.

În tabelele 4, 5 şi 6 sînt redate utilizările claselor de rezistenţă şi a mărcilor de oţeluri în funcţie de sortimentul respectiv.

Analizîndu-se datele din tabelele date, precum şi DIN-urile pentru ţevi de petrol care sînt identice cu API, se poate conclude că pe plan internaţional există tendinţa de a se realiza interschimbabilitatea din domeniul industriei petroliere.

De remarcat faptul că, noţiunea de clasă de rezistenţă a produsului, în cazul ţevilor principale destinate industriei petroliere, a înlocuit pe aceea de mărci de oţel.

Producătorilor de ţevi fără sudură le revine obligaţia de a garanta caracteristicile mecanice minime pe produs, în funcţie de clasa de rezistenţă. Aceştia au însă latitudinea să folosească la alegere mărci de oţeluri cu diferite compoziţii

GOST *Tabela 3*

Clasa de rezistenţă	Compoziţia chimică, %		Caracteristicile mecanice, min					Numărul GOST
	S max.	P max.	$R_{0,2}$, kgf/mm²	R, kgf/mm²	A_5, %	A_{10}, %	KCU 30/2, kgf.m/cm²	
C	0,045	0,045	32	55	18	14	—	—	632—64
D	0,045	0,045	38	65	16	12	40	4	631—63
K	0,045	0,045	50	70	12	10	40	4	632—64 633—63
E	0,045	0,045	55	75	12	10	40	4	633—63
L	0,045	0,045	65	80	12	10	40	4	633—63
M	0,045	0,045	75	90	12	10	40	4	633—63
P	0,045	0,045	95	110	12	10	—	—	632—64

Obs. : Gituirea şi rezilienţa sînt prescrise numai pentru prăjini de foraj;
— Arsenul trebuie să fie max. 0,15% ; — Prăjinile şi mufele lor se prevăd a fi tratate termic; — Burlanele din clasele K, E, L, M şi P se prevăd a fi tratate termic; — Ţevile de extracţe, neîngroşate din clasele K, E, L şi M şi cele îngroşate din toate clasele se prevăd a fi tratate termic.

API *Tabela 4*

Produsul	Clasa de rezistenţă a ţevii												
	H—40	J—55	K—55	N—80	P—105	P—110	C—75	V—150	D	E	A	B	X 42 — X 65
Burlane tubaj	+	+	+	+	—	+	+	+	—	—	—	—	—
Tubing	+	+	—	+	+	(+)	+	—	—	—	—	—	—
Prăjini foraj	—	—	—	—	—	—	—	—	+	+	—	—	—
Conducte	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	+	+	+

Obs.: (+) = nestandardizat

GOST *Tabela 5*

Produsul	Clasa de rezistenţă a ţevii C	D	K	E	L	M	P
Burlane tubaj	+	+	+	+	+	+	+
Tubing	−	+	+	+	+	+	−
Prăjini foraj	−	+	+	+	+	+	−

STAS *Tabela 6*

Produsul	Simbolul oţelului standardizat OLT 35	OLT 45	OLT 55	OLT 65	40 M 10	44 M 11	43 Mo M 16	41 CN 12	41 MoC 11
Burlane tubaj	−	−	−	+	+	−	−	−	−
Tubing	−	−	+	+	+	−	−	−	−
Prăjini foraj	−	−	−	+	−	+	+	−	−
Conducte	+	+	+	+	−	−	−	−	−
Prăjini grele	−	−	−	−	−	−	−	+	+

Tabela 7

STAS		API		GOST		
Marca oţelului	Nr. STAS	Clasa de rezistenţă	Nr. Std.	Marca oţelului	Clasa de rezistenţă	Nr. GOST
OLT 35	8185−68	A	5L	CT3 (St.3)	−	380−60
OLT 45		B		CT4 (St. 4)	−	
OLT 55		H−40	5A		C(S)	632−64
OLT 65		−			(D)	
40 M 10		J−55		−	K*	
44 M 11		E		−	−	−
43 MoM 16		N−80 ; E C−75	5 AC	−	E	632−64
33 MoC 11	791−66	P−105 ; P−110	5 Ax	−	−	−
OLC 15** OLC 20** OLC 25}*	880−66	X 42 X 46 X 52	5 Lx	− − −	− − −	− − −

Obs. : * Marca K se situează din punct de vedere al caracteristicilor mecanice între mărcile 40 M 10 şi 44 M 11 ;
** Mărcile de oţelurile OLC înscrise în tabelă au o analiză chimică (C, Mn) puţin modificată faţă de cea prescrisă în standard.

chimice şi să aplice tratamente termice adecvate mărcii de oţel, pentru obţinerea caracteristicilor mecanice prescrise.

Ca urmare a studiilor şi a probelor efectuate pe epruvete API se pot echivala în prezent oţelurile româneşti, folosite pentru diverse clase de rezistenţă, asigurîndu-se caracteristicile mecanice şi analiza chimică (sulf şi fosfor), impuse de normele API.

În tabela 7 sînt redate mărcile de oţeluri standardizate (STAS 8185 — 68, STAS 791 —66 şi STAS 880 — 68), care pot fi utilizate pentru diferite clase de rezistenţe ale produsului, conform normelor API şi GOST.

Din cele relatate rezultă că în perioada 1966 — 1969 toate standardele de ţevi, calibre şi oţeluri, interesînd producţia de ţevi din oţel fără sudură, destinate industriei petroliere, au fost revizuite şi aliniate normelor internaţionale de largă circulaţie, această aliniere facilitînd direct la ridicarea competitivităţii produselor fabricate în ţară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rapoartele anuale de informare ale Institutului American de Petrol.

[2] Normele API : Std. 5A ; Std. 5L ; Std. 5/AC ; Std. 5Ax ; Std. 5Lx.

[3] Normele GOST : 632—64 ; 380—60.

[4] STAS : 8185—68 ; 791—66 ; 880—66.

[5] Moldovan I. şi Achiţei C. *Studiu de sinteză. Stadiul actual şi tendinţe de dezvoltare în producţia de materiale tubulare.* O.D.P.T.

Turnarea oţelului feritic T 12 CrMoVNiCu în piese

Ing. Gh. CALBOREANU
Uzina constructoare de maşini – Reşiţa

CZ 669.15,24'26'28'3'292–194 : 621·74

LE MOULAGE DE L'ACIER FERRITIQUE T 12 CrMoVNiCu EN PIÈCES

On décrit la technologie de fabrication des pièces dénommées ,,Voies de roulage'' pour le système hydroénergétique des Portes de Fer, réalisées à partir de l'acier T 12 CrMoVNiCu, moulées en pièces pour la première fois en Roumanie. On fait l'analyse de la composition des aciers, du mode de moulage dans des moules et du traitement thermique.

CASTING OF T 12 CrMoVNiCu FERRITE STEEL PARTS

The paper describes the operating process for runways used in the hydropower system at Porţile de Fier. For the first time in Rumania these parts were cast gut of T 12 CrMoVNiCu steel. Steel composition, method for casting in moulds and heat treatment are analysed.

Oţelul feritic T 12 CrMoVNiCu s-a turnat în piese, pentru prima dată în România, la Uzina constructoare de maşini din Reşiţa, din acest oţel realizîndu-se piesele turnate denumite ,,căi de rulare'' şi ,,role'' pentru sistemul hidroenergetic şi de navigaţie (SHEN) Porţile de Fier şi Djerdap, partea iugoslavă a şantierului.

Analiza chimică prescrisă pentru acest oţel este următoarea: 0,10—0,15 % C; 0,20—0,45 % Si; 0,30—0,55 % Mn; 1,20—1,70 % Cr; 1,40—1,80 % Ni; 0,20—0,30 % Mo; 0,08—0,15 % V; 0,40—0,65 % Cu; maximum 0,030 % P; maximum 0,030 % S.

Cea mai importantă piesă turnată din oţel feritic T 12 CrMoVNiCu este ,,calea de rulare'' care este de 16 tipuri. Căile de rulare pot fi cu o singură inimă sau cu două inimi (fig. 1 şi 2) în rest fiind diferenţe doar de cote la profil şi la lungime.

Datorită faptului că oţelul T 12 CrMoVNi-Cu este un oţel cu multe elemente de aliere într-o concentraţie relativ scăzută şi în special datorită conţinutului de Cu, s-a studiat alegerea poziţiei de turnare şi stabilirea sistemului de alimentare, în vederea obţinerii unei piese turnate fără defecte.

Din punct de vedere geometric piesa ,,calea de rulare'' se toarnă de obicei în poziţie orizontală. Pentru a se asigura însă o solidificare dirijată în fiecare secţiune a piesei turnate,

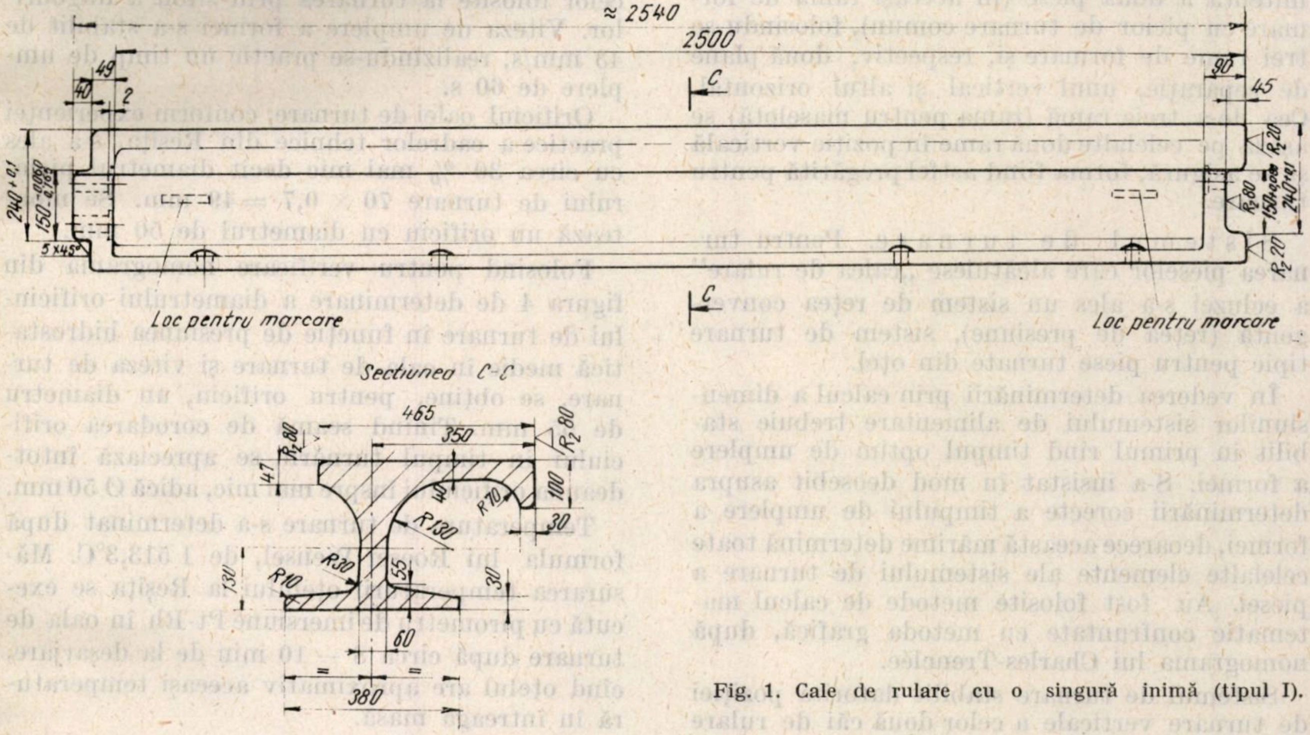


Fig. 1. Cale de rulare cu o singură inimă (tipul I).

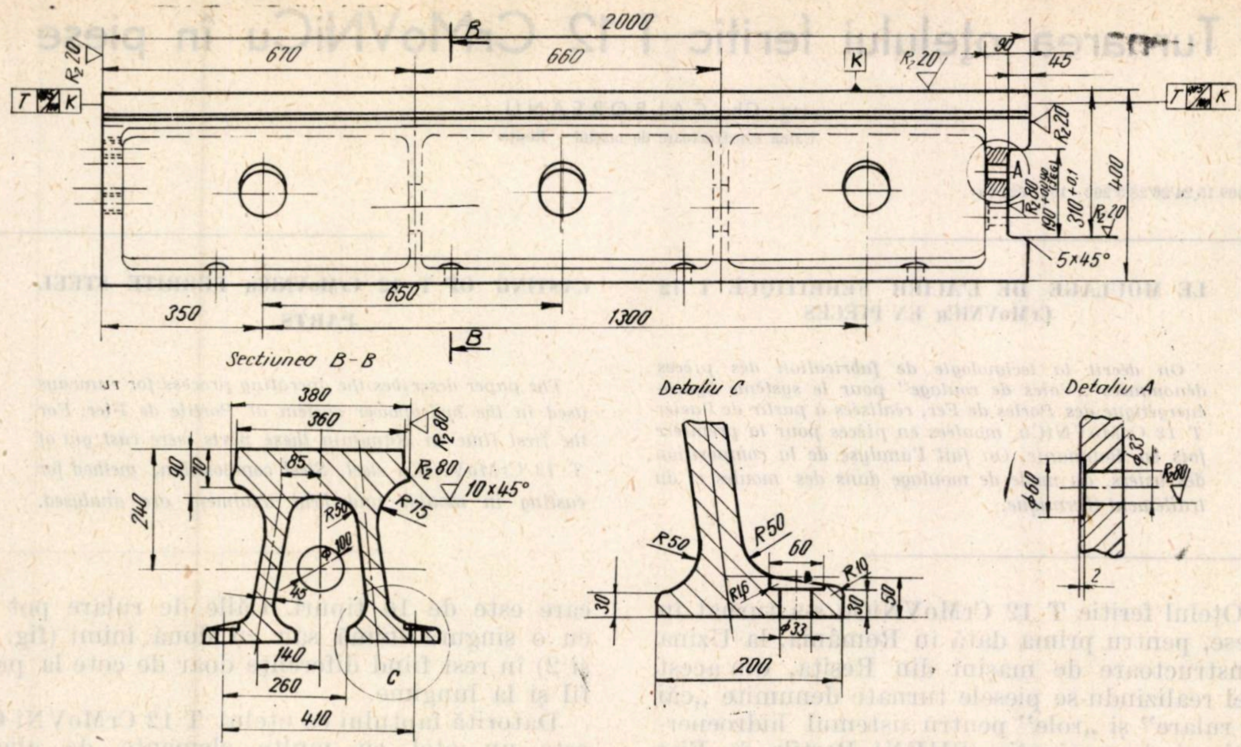


Fig. 2. Cale de rulare cu două inimi (tipul II).

„căile de rulare'' s-au turnat în poziţie verticală cu aplicarea unui adaos tehnologic. În acest fel s-au făcut însemnate economii de oţel aliat, s-a ocupat spaţiu pentru turnare mai puţin şi s-au obţinut piese bune (fig. 3).

Datorită configuraţiei paralelipipedice a piesei turnate şi a numărului mare de piese ce trebuiau turnate, s-a stabilit turnarea concomitentă a două piese (în aceeaşi ramă de formare cu picior de turnare comun), folosindu-se trei rame de formare şi, respectiv, două plane de separaţie, unul vertical şi altul orizontal. Cea de-a treia ramă (rama pentru maselotă) se aşază pe celelalte două rame în poziţie verticală şi se asigură, forma fiind astfel pregătită pentru turnare.

Sistemul de turnare. Pentru turnarea pieselor care alcătuiesc „calea de rulare'' a ecluzei s-a ales un sistem de reţea convergentă (reţea de presiune), sistem de turnare tipic pentru piese turnate din oţel.

În vederea determinării prin calcul a dimensiunilor sistemului de alimentare trebuie stabilit în primul rînd timpul optim de umplere a formei. S-a insistat în mod deosebit asupra determinării corecte a timpului de umplere a formei, deoarece această mărime determină toate celelalte elemente ale sistemului de turnare a piesei. Au fost folosite metode de calcul matematic confruntate cu metoda grafică, după nomograma lui Charles-Trenclée.

Sistemul de turnare stabilit datorită poziţiei de turnare verticale a celor două căi de rulare este turnarea laterală etajată cu cinci intrări în formă şi a şasea intrare în maselotă. Alimentatorii sînt dispuşi simetric faţă de piciorul de turnare (fig. 3); ei sînt realizaţi din cărămizi de şamotă pătrate cu gaura Ø 40 mm, de tipul celor folosite la turnarea prin sifon a lingourilor. Piciorul pîlniei de turnare s-a ales din cărămidă tubulară de şamotă Ø 70 mm, de tipul celor folosite la turnarea prin sifon a lingourilor. Viteza de umplere a formei s-a stabilit de 43 mm/s, realizîndu-se practic un timp de umplere de 60 s.

Orificiul oalei de turnare, conform experienţei practice a cadrelor tehnice din Reşiţa, s-a ales cu circa 30 % mai mic decît diametrul piciorului de turnare 70 × 0,7 = 49 mm. Se montează un orificiu cu diametrul de 50 mm.

Folosind pentru verificare nomograma din figura 4 de determinare a diametrului orificiului de turnare în funcţie de presiunea hidrostatică medie în oala de turnare şi viteza de turnare, se obţine, pentru orificiu, un diametru de 55 mm. Ţinînd seamă de corodarea orificiului în timpul turnării, se apreciază întotdeauna orificiului înspre mai mic, adică Ø 50 mm.

Temperatura de turnare s-a determinat după formula lui Roeser-Wensel, de 1 513,3°C. Măsurarea temperaturii oţelului la Reşiţa se execută cu pirometru de imersiune Pt-Rh în oala de turnare după circa 8 — 10 min de la deşarjare, cînd oţelul are aproximativ aceeaşi temperatură în întreaga masă.

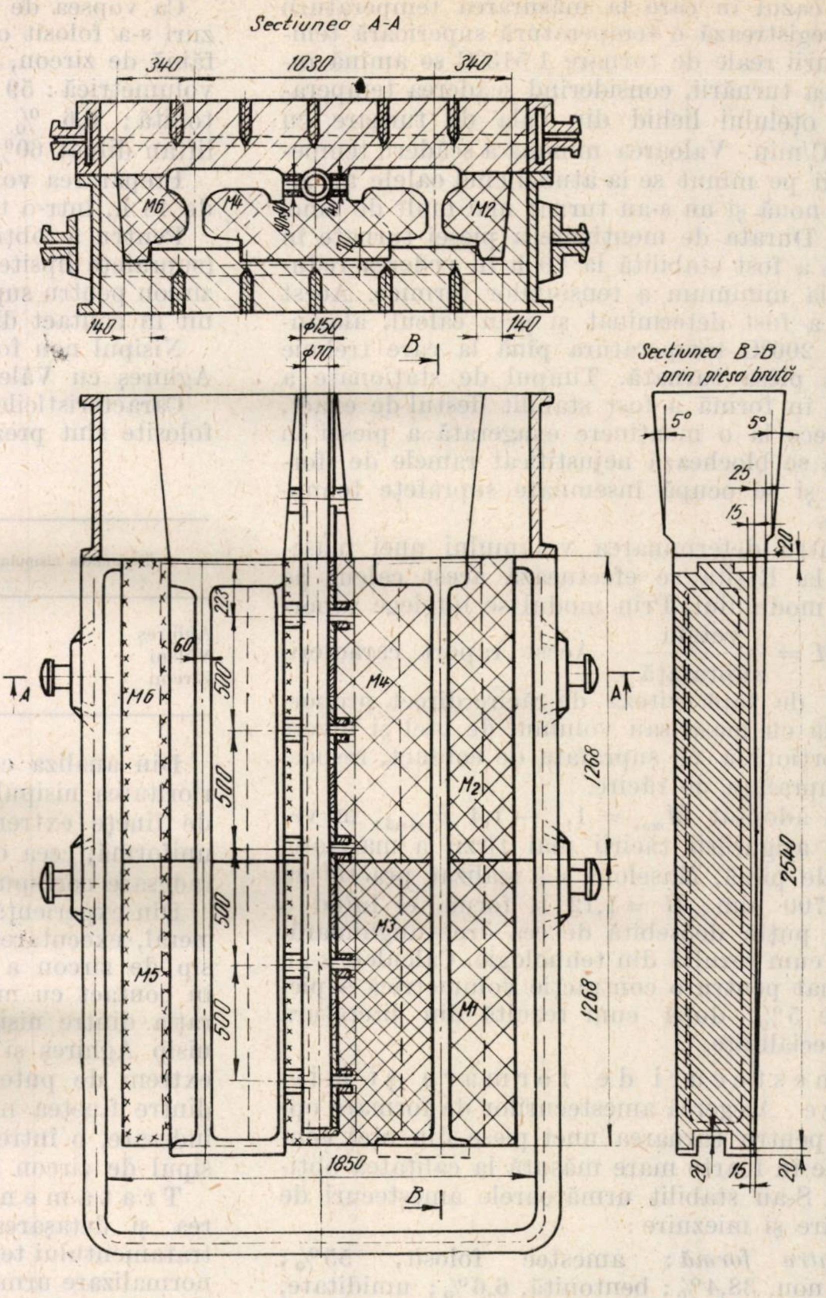

Secţiunea A-A
340
1030
340
M6
M4
M2
140
⌀150
⌀70
140
B
Secţiunea B-B
prin piesa brută
5°
5°
25
15
20
60
A
M6
223
500
500
500
500
M4
M2
1268
1268
M3
M1
M5
1850
B
2540
20
20
A

Fig. 3. Tehnologia de turnare a căii de rulare cu o singură inimă.

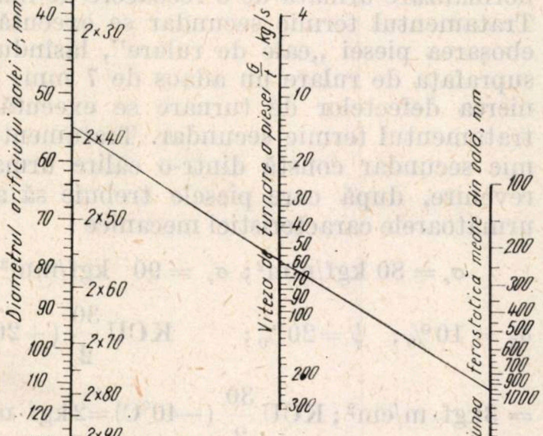


Fig. 4. Nomogramă pentru determinarea orificiului oalei de turnare în funcţie de viteza de turnare şi presiunea ferostatică medie din oală.

În cazul în care la măsurarea temperaturii se înregistrează o temperatură superioară temperaturii reale de turnare 1 513°C se amînă începerea turnării, considerînd scăderea temperaturii oțelului lichid din oala de turnare cu 2—4°C/min. Valoarea minimă a scăderii temperaturii pe minut se ia atunci cînd oalele au zidăria nouă și nu s-au turnat mai mult de cinci șarje. Durata de menținere a piesei turnate în formă a fost stabilită la 70 h în vederea reducerii la minimum a tensiunilor termice. Acest timp a fost determinat și prin calcul, alegîndu-se 200°C temperatura pînă la care trebuie răcită piesa turnată. Timpul de staționare a piesei în formă a fost stabilit destul de exact, deoarece la o menținere exagerată a piesei în formă se blochează nejustificat ramele de formare și se ocupă însemnate suprafețe tehnologice.

Pentru determinarea volumului unei maselote, la Reșița se efectuează acest calcul pe baza modulului. Prin modul se înțelege raportul $M = \frac{\text{volum}}{\text{suprafață}}$ · Acest raport caracterizează de fapt viteza de răcire direct proporțională cu masa sau volumul de oțel și invers proporțională cu suprafața de contact, respectiv suprafața de răcire.

S-a adoptat $M_{mas} = 1{,}1 - 1{,}4\ M_{piesă}$, în vederea asigurării răcirii mai tîrzii a maselotei față de piesă. Maselota s-a realizat practic cu $H = 700$ mm; $G = 1{,}12$ t, forma ei luînd o alură puțin deosebită de cea dreptunghiulară, după cum rezultă din tehnologie. Calculele s-au efectuat pentru o contracție volumetrică a piesei de 5%, după cum rezultă din literatura de specialitate.

Amestecuri de formare și miezuire. Alegerea amestecurilor de formare optime pentru turnarea unei piese din oțel contribuie în foarte mare măsură la calitatea obținută. S-au stabilit următoarele amestecuri de formare și miezuire:

Pentru formă: amestec folosit, 55%; nisip nou, 38,4%; bentonită, 6,6%; umiditate, 7 — 9 %.

Caracteristicile fizico-mecanice:

	pe crud	*pe uscat*
Permeabilitatea, ...	100 — 150	200
Rezistența la compresiune, .	min. 0,600 kgf/cm²	
Rezistența la forfecare, . . .	min. 1,0 kgf/cm².	

Pentru miezuri: nisip nou, 76,6 %; melasă, 4,4 %; făină de lemn, 5,5 %; argilă, 5,5 %; grafit, 8 %; umiditate, 2,5 — 4 %.

Caracteristicile fizico-mecanice:

	pe crud	*pe uscat*
Permeabilitatea, ...	80 — 120	200
Rezistența la compresiune, .	min. 5,0 kgf/cm²	
Rezistența la forfecare, ...		10 kgf/cm²
Rezistența la tracțiune, ...		6,0 kgf/cm².

Ca vopsea de protecție pentru formă și miezuri s-a folosit o vopsea refractară pe bază de făină de zircon, avînd următoarea componență volumetrică: 59 % făină de zircon; 1,6% bentonită; 6,6 % dextrină fiartă; 16,4 % moliftan diluat 60%; 16 % apă.

Prepararea vopselei refractare s-a făcut timp de 48 h, într-o tobă cu bile.

Pentru a obține la piesa „cale de rulare" (suprafețe lipsite de defecte) s-a folosit nisip de zircon pentru suprafețele miezurilor care au venit în contact direct cu metalul lichid.

Nisipul nou folosit este un amestec de nisip Aghireș cu Văleni.

Caracteristicile celor trei tipuri de nisipuri folosite sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Denumirea nisipului	Fracția de bază	Gradul de finețe
Aghireș	90,20	64,941
Văleni	85,80	110
Zircon	94,75	144,57

Din analiza celor trei nisipuri rezultă superioritatea nisipului de zircon, care are un grad de finețe extrem de înaintat și o granulație uniformă, ceea ce asigură o permeabilitate și o îndesare corespunzătoare.

Din experiență practică se recomandă, în general, executarea aproape în întregime din nisip de zircon a suprafeței miezului care vine în contact cu metalul lichid, deoarece la separația dintre nisipul de zircon și amestecul de nisip Aghireș și Văleni s-au obținut aderențe extrem de puternice, datorită diferenței mari dintre finețea nisipurilor, nerealizîndu-se, prin îndesare, o întrepătrundere granulară între nisipul de zircon și nisipurile Aghireș și Văleni.

Tratamentul termic. După turnarea și detașarea maselotelor piesele se supun tratamentului termic primar care constă dintr-o normalizare urmată de o recoacere de înmuiere. Tratamentul termic secundar se execută după eboșarea piesei „cale de rulare", lăsîndu-se pe suprafața de rulare un adaos de 7 mm. Remanierea defectelor de turnare se execută după tratamentul termic secundar. Tratamentul termic secundar constă dintr-o călire urmată de revenire, după care piesele trebuie să asigure următoarele caracteristici mecanice:

$$\sigma_c = 80\ \text{kgf/mm}^2;\ \sigma_r = 90\ \text{kgf/mm}^2;$$

$$\delta_5 = 10\%;\ \psi = 20\%;\qquad \text{KCU}\frac{30}{2}\ (+20°\text{C}) =$$

$$= 3\text{kgf}\cdot\text{m/cm}^2;\ \text{KCU}\frac{30}{2}\ (-40°\text{C}) = 2\,\text{kgf}\cdot\text{m/cm}^2;$$

$$\text{HB} = 280-330.$$

Cercetările întreprinse pentru stabilirea regimului de tratament termic s-au făcut bazate pe faptul că nu era posibilă realizarea valorii minime de 280 HB duritate, prevăzută în documentație.

Duritatea s-a măsurat în lungul axei căii de rulare, în puncte cu pasul de 0,5 m. Diferența admisă între două valori a durității măsurate a fost de maximum 25 HB, chiar dacă piesa a fost reparată prin sudură. Tratamentul termic secundar al piesei ,,cale de rulare'' s-a efectuat în poziție orizontală, în cuptoare cu vatră mobilă, încălzite cu gaz metan. O duritate inferioară cifrei de 280 HB s-a manifestat atît după tratamentul termic, cît și după prelucrarea mecanică. Astfel, pentru o ,,cale de rulare'' (piesa ,,a''), turnată din oțel cu compoziția chimică : 0,12 %C ; 1,34 % Cr 1,48 ; % Ni ; 0,23 % Mo, în urma tratamentului termic aplicat (călire la 950°C cu răcire în jet puternic de apă și revenire la 350—400°C cu răcire în aer), s-au obținut valori ale durității cuprinse între 260 și 276 HB.

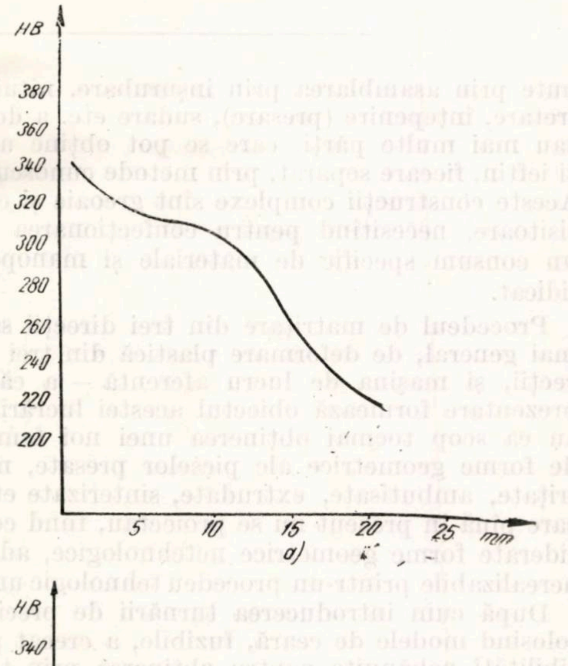


Fig. 5.

Variația durității în secțiune la cele două piese analizate ,,a'' și ,,b''.

La o altă cale de rulare piesa ,,b'' cu compoziția chimică : 0,14% C ; 1,39% Cr ; 1,45% Ni ; 0,23% Mo, în urma tratamentului termic aplicat (călire la 950°C cu răcire în jet puternic de apă și revenire la 350 — 400°C cu răcire în aer), s-au obținut valori ale durității cuprinse între 290 și 300 HB.

S-a determinat, de asemenea, duritățile în secțiune, de la calea de rulare înspre interior, deoarece la unele piese, a căror duritate a corespuns după tratamentul termic, în urma prelucrării suprafeței de rulare cu cîțiva mm, valoarea durității a scăzut sub cifra impusă.

În acest scop au fost secționate două piese ; valoarea durității în funcție de adîncime rezultă din figura 5.

După efectuarea cercetărilor pentru determinarea temperaturii optime de călire a oțelului, la care se obține duritatea cea mai ridicată, a fost stabilit un tratament termic de călire la circa 980 — 1 000°C, cu răcire în jet puternic de apă, urmată de revenire la 350°C cu răcire la aer.

În urma rezultatelor prezentate, legat de duritatea uniformă și adîncimea de pătrundere la călire, este necesară elaborarea de oțeluri cu conținut de carbon către limita superioară, iar procesul de dezoxidare și factorii care influențează mărimea grăuntelui de austenită trebuie astfel conduși încît să se obțină oțeluri cu grăunte uniform ca mărime și relativ mare.

Remaniere prin sudură. Concluzii. În urma cercetărilor și încercărilor efectuate, detașarea oxiacetilenică a maselotei se poate face fără încălzirea prealabilă a piesei. Datorită conținutului mare de elemente de aliere : Cr, Mo, Mn, Ni, Cu, în vederea determinării condițiilor de sudabilitate, a fost stabilit coeficientul de carbon echivalent după următoarea formulă :

$$K = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr}{5} + \frac{Ni}{15} + \frac{Mo}{4} + \frac{Cu}{13}$$

$$K = 0{,}13 + \frac{0{,}42}{6} + \frac{1{,}45}{5} + \frac{1{,}60}{15} + \frac{0{,}25}{4} + \frac{0{,}53}{13}$$

$$K = 0{,}13 + 0{,}07 + 0{,}29 + 0{,}1 + 0{,}06 + 0{,}04$$

$$K = 0{,}69.$$

La un coeficient mai mare de 0,60 trebuie efectuată o preîncălzire între 200 și 400°C, deoarece prin preîncălzire se micșorează duritatea materialului în zona căruia se aplică sudura.

Realizarea turnării la Uzina constructoare de mașini din Reșița a pieselor ,,cale de rulare'' a impus o pregătire temeinică a acestei fabricații prin asimilarea unui oțel nou de turnătorie, multialiat, întrebuințat în prezent și la alte tipuri de agregate ca poduri rulante și macarale, pentru piese care necesită caracteristici mecanice superioare.

◆

Procedeu şi maşină pentru prelucrarea plastică spaţială (matriţarea din trei direcţii)

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic – Braşov

CZ 621.979.073

LE PROCÉDÉ ET LA MACHINE POUR L'USINAGE PLASTIQUE SPATIAL (LE MATRIÇAGE À PARTIR DE TROIS DIRECTIONS)

On décrit le principe du procédé de matriçage des pièces à partir de trois directions, les avantages et les possibilités d'application de ce procédé.

PROCEEDING AND EQUIPMENT FOR PLASTIC SPACE-PROCESSING (THREE-DIRECTIONAL FORGING)

The paper presents the basic principles of the three-directional die-forging method, its advantages and utilization possibilities.

Proiectarea în construcţia de maşini se desfăşoară principial în două faze succcesive : proiectarea de ansamblu şi proiectarea de detaliu, după următoarea schemă :

În funcţie de destinaţia maşinii se stabileşte principiul de funcţionare, determinîndu-se mişcările şi forţele utile. Se obţine astfel schema cinematică de utilizare şi planul forţelor de utilizare, ambele fiind formulate la început calitativ, apoi şi cantitativ [1].

A doua fază constă în proiectarea fiecărei piese componente în parte, ţinînd seamă de funcţia impusă şi de forţele care o solicită. Forma piesei se determină în dependenţă de funcţia ce îi revine şi de natura forţelor care o solicită.

Calitatea materialului de construcţie şi structura optimă (starea de tratament termic) se aleg în funcţie de felul solicitării şi în funcţie de criteriile economice specifice piesei şi ansamblului. Din structura materialului rezultă proprietăţile mecanice care determină dimensiunile piesei.

Formele pieselor componente ale unei maşini sînt deci determinate funcţional, pe de o parte, dar, pe de altă parte, sînt limitate tehnologic, adică pot fi numai acelea care se pot realiza prin procesele tehnologice de fabricaţie cunoscute : turnare, forjare, laminare, presare, extrudare, sudare, aşchiere etc.

Din cauza acestei limitări, în foarte multe cazuri unde din punct de vedere cinematic şi al eforturilor ar corespunde perfect o piesă unică, monobloc, imposibilitatea sau numai dificultatea tehnologică a producerii şi prelucrării acestei piese împinge proiectarea în direcţia realizării pieselor complexe, heterogene, obţinute prin asamblarea prin înşurubare, nituire, fretare, înţepenire (presare), sudare etc. a două sau mai multe părţi, care se pot obţine uşor şi ieftin, fiecare separat, prin metode cunoscute. Aceste construcţii complexe sînt greoaie şi costisitoare, necesitînd pentru confecţionarea lor un consum specific de materiale şi manoperă ridicat.

Procedeul de matriţare din trei direcţii sau, mai general, de deformare plastică din trei direcţii, şi maşina de lucru aferentă – a căror prezentare formează obiectul acestei lucrări – au ca scop tocmai obţinerea unei noi familii de forme geometrice ale pieselor presate, matriţate, ambutisate, extrudate, sinterizate etc., care pînă în prezent nu se proiectau, fiind considerate forme geometrice netehnologice, adică nerealizabile printr-un procedeu tehnologic unic.

După cum introducerea turnării de precizie folosind modele de ceară, fuzibile, a creeat posibilităţi nebănuite pentru obţinerea prin turnare a unor piese avînd forme dintre cele mai capricioase, înainte imposibil de obţinut pe această cale din cauza necesităţii de a se extrage modelul din semiforme, la fel şi matriţarea din trei direcţii, cum va fi denumit mai pe scurt noul procedeu de deformare plastică – oferind posibilitatea de a realiza forme de piese matriţate, presate etc., nemaiîntîlnite încă pînă în prezent, pentru că erau imposibil de produs prin procedeul de matriţare etc. clasic – este capabilă să îmbunătăţească simţitor nu numai tehnologia, ci şi proiectarea de maşini în general, prin apariţia acestei noi clase de forme geometrice de piese matriţate.

Matriţarea obişnuită se realizează prin deformarea (refularea, lăţirea, extrudarea, ambutisarea) bucății de semifabricat (o bucată de bară cu secțiunea pătrată sau rotundă, o bucată de tub, de tablă etc.) între cele două suprafețe de lucru ale matrițelor, golul cuprins între acestea, gravurile, reprezentînd, în poziția de lucru finală, forma și dimensiunile semifabricatului dorit.

Aceste goluri sînt umplute cu materialul supus deformării, reproducîndu-se astfel forma și dimensiunile gravurilor, excesul de material fiind împins în bavură.

Piesa obținută este limitată de o suprafață închisă, iar planul de separație a sculelor secționează această suprafață, astfel încît extragerea piesei din gravuri să fie posibilă, operație care impune anumite condiții atît suprafeței piesei, cît și suprafeței de separare a sculelor — aceasta din urmă fiind de obicei plană — putînd totuși urma mersul suprafeței de simetrie a piesei cînd aceasta există sub o formă diferită de cea plană (fig. 1).

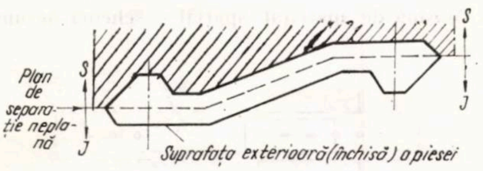

Plan de separație neplană
S
J
S
J
Suprafața exterioară (închisă) a piesei

Fig. 1.

Prin acest artificiu devin matrițabile, adică posibil de obținut prin procedeul matrițării, și piese cu o formă geometrică mai complicată, cu condiția ca suprafața de separație să fie unică.

Dacă piesele au însă două sau trei astfel de suprafețe, care se intersectează între ele ca în cazul corpurilor stelate cu trei plane de simetrie spațială convergente, ca arborii cotiți în spațiu cu manetoanele decalate la 120° (fig. 2), ca butucul satelitului (fig. 3), ca arborele cu came (fig. 4), obținerea unor astfel de piese prin matrițare obișnuită devine imposibilă; forma lor este netehnologică și, dacă construcția mașinii o pretinde totuși, piesa se va realiza prin turnare, prin prelucrare, prin așchiere din plin sau prin asamblare din mai multe părți.

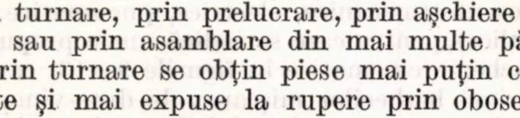


Fig. 2. Arbore cotit în spațiu.

Prin turnare se obțin piese mai puțin compacte și mai expuse la rupere prin oboseală, datorită existenței defectelor de turnare de suprafață și incluziunilor de impurități distribuite anarhic în toată masa piesei [2], nu numai în zona de segregație centrală, ci și în zonele periferice, de maximă solicitare. În plus la piesele turnate lipsește fibrajul [2] care, în anumite împrejurări, cum sînt solicitările la oboseală, poate oferi avantaje.

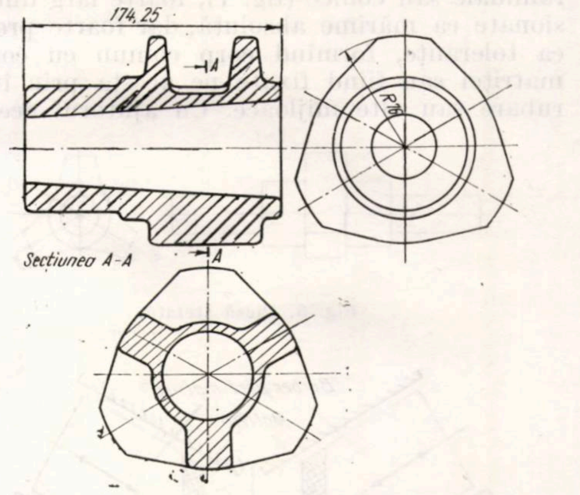


Fig. 3. Butucul sateliților (desenul piesei forjate).

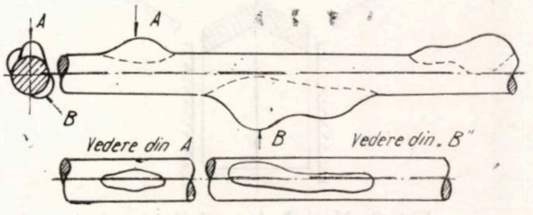


Fig. 4. Arbore cu came.

Celelalte tehnologii de ocolire sau de substituție, cum sînt prelucrarea din plin sau asamblarea din mai multe părți, sînt costisitoare și necesită timp îndelungat și multe utilaje de fabricație, diferite.

Procedeul și mașina de matrițare din trei direcții au scopul de a face posibilă obținerea unor piese matrițate, presate etc.; ele prezintă toate avantajele procedeului de matrițare în general, adică o formă foarte apropiată de cea finită, adaosuri de prelucrare mici, precizie dimensională mare, consum specific de metal redus, productivitate mare, existența fibrajului și prețul de cost mic; la acestea se adaugă posibilitatea realizării unor forme spațiale complexe, netehnologice nainte, prin care se realizează însă o serie de avantaje suplimentare, ca simplificarea procesului de producție, suprimarea operațiilor de prelucrare prin așchiere și de asamblare din două sau mai multe componente, micșorarea greutății, mărirea rezistenței ansamblului nou obținut, creerea, prin salt, a unei noi familii de forme geometrice de piese matrițabile, ceea ce deschide proiectanților de mașini un orizont nou și noi posibilități de concepție în domeniul construcției de mașini.

Principiul procedeului de matrițare din trei direcții este simplu: corespunzător secționării piesei prin trei plane de simetrie spațială concurente (fig. 5), se concep trei berbeci portmatriță (fig. 6), care se asamblează precis între ei prin organe de ghidare și așezare tronco-piramidale sau conice (fig. 7), foarte larg dimensionate ca mărime absolută, dar foarte precise ca toleranțe, formînd corp comun cu corpul matriței sau fiind fixate pe acesta prin înșurubare sau alte mijloace. Cu ajutorul acestor organe de ghidare și a forței de închidere a matrițelor, exercitată de mașină, se realizează autocentrarea lor, independent de ghidarea berbecilor portmatriță, a căror conducere poate fi mai puțin precisă, fără să influențeze negativ precizia ridicată a produsului.

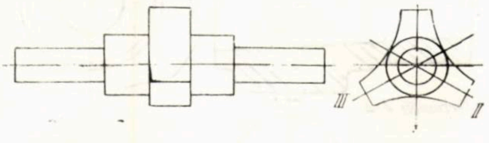


Fig. 5. Piesă stelată.

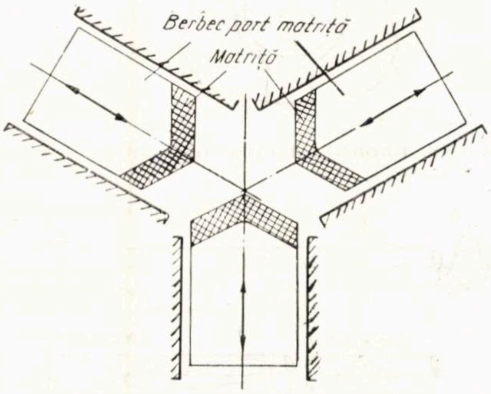

Berbec port matriță
Matriță

Fig. 6. Mașină de matrițat spațial.

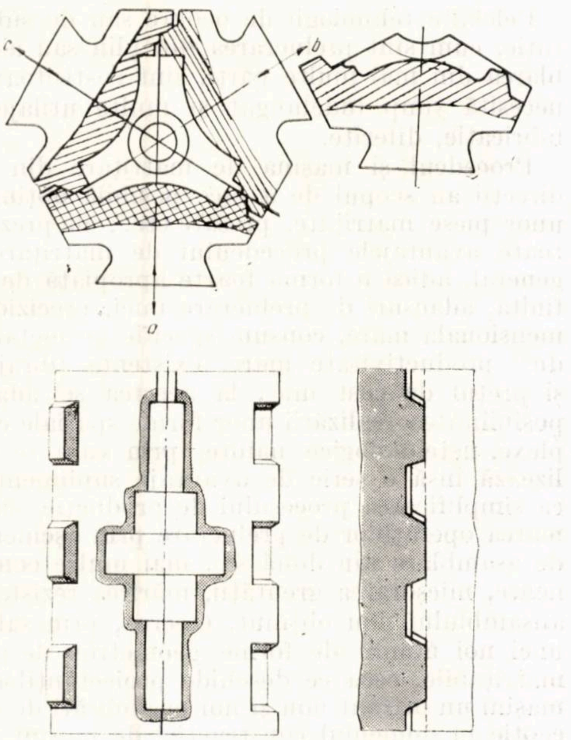


Fig. 7. Matrițe tripartite autocentrante pentru matrițarea spațială.

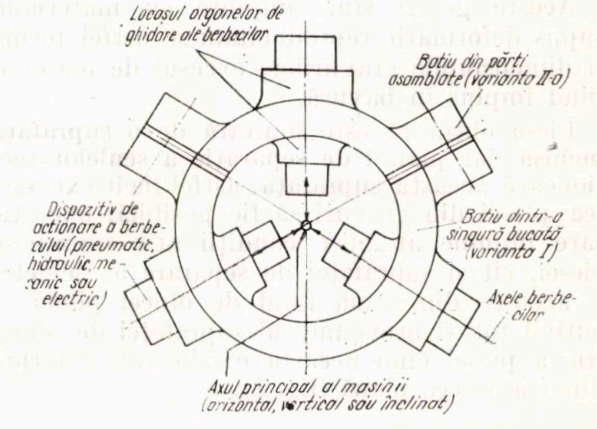

Locașul organelor de ghidare ale berbecilor
Batiu din părți asamblate (varianta II-a)
Dispozitiv de acționare a berbecului (pneumatic, hidraulic, mecanic sau electric)
Batiu dintr-o singură bucată (varianta I)
Axele berbecilor
Axul principal al mașinii (orizontal, vertical sau înclinat)

Fig. 8. Mașină de matrițat spațial — schema de ansamblu.

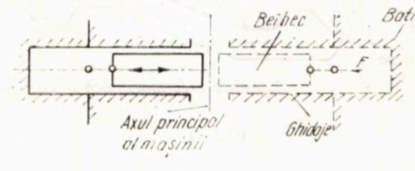

Berbec
Batiu
F
Axul principal al mașinii
Ghidaje

Fig. 9. Acționare individuală sau colectivă, pneumatică, hidraulică, mecanică sau electrică (F).

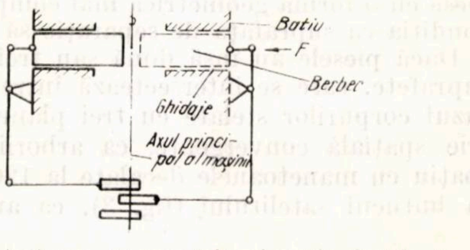

Batiu
F
Berbec
Ghidaje
Axul principal al mașinii

Fig. 10. Acționare cu excentrice și motor electric etc.

Suprafețele de conducere ale matrițelor, larg dimensionate, asigură, la strîngere, presiuni pe unitatea de suprafață mici, deci și uzuri mici și, implicit, precizie mare în timp. Ansamblul acestor suprafețe reprezintă un sistem de angrenare spațială reciprocă, care împiedică orice deplasare relativă, longitudinală sau transversală, între cele trei matrițe.

Berbecii mașinii de matrițat din trei direcții sînt acționați (fig. 6 și 9—13) prin mecanisme cunoscute (mecanice, electrice, pneumatice, hidraulice), pentru care se indică unele propuneri de scheme cinematice în figurile 9—13, care le imprimă berbecilor mișcarea de dute-vino, activă la ducere, pasivă la retragere, mașina în ansamblul ei fiind concepută — principial — ca o combinație a trei mașini de forjat orizontal, montate concentric într-un batiu comun, turnat sau forjat și executat dintr-o singură bucată sau asamblat din două sau mai multe bucăți (fig. 8), acționînd concomitent sau succesiv (fig. 9), axul general al mașinii putînd fi vertical, orizontal sau înclinat.

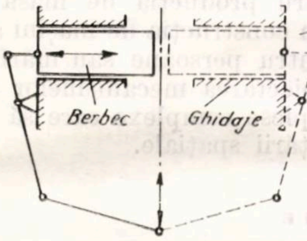

Batiu
F
Berbec
Ghidaje

Fig. 11. Acționare centralizată pneumatică, hidraulică mecanică sau electrică (F).

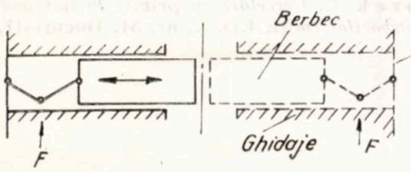

Berbec
Batiu
F
Ghidaje
F

Fig. 12. Acționare individuală sau colectivă pneumatică, hidraulică, mecanică sau electrică (F).

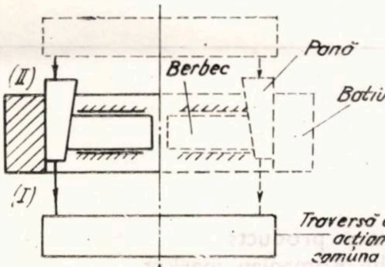

Pană
(II)
Berbec
Batiu
(I)
Traversă de acționare comună

Fig. 13. Acționare centralizată, pneumatică, mecanică sau electrică cu două variante (I + II) prin tracțiune activă (I) sau prin presare activă (II).

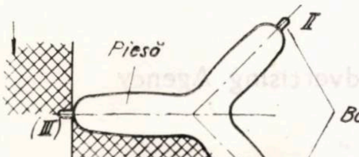

II
Piesă
Bavură
(III)
I

Fig. 14. Debavurare succesivă, bavură cu bavură.

Preforjarea și debavurarea se pot face pe mașini clasice sau de tipul acesta nou, debavurarea putîndu-se efectua foarte elegant și modern și prin tăierea după contur cu jet de plasmă sau mai clasic, cu o presă simplă, bavură cu bavură (fig. 14) sau cîte două bavuri o dată (fig. 15), ceea ce impune anumite concesii aduse formei piesei sau cu o presă triplă (fig. 16) construită după aceleași principii ca și mașina de matrițat spațial, fiecare mașină de debavurat parțială avînd cîte doi berbeci : unul pentru fixarea semifabricatului, al doilea pentru ștanțarea bavurii.

Se vede de aici că principiul tripartiției este aplicabil și la dispozitivele de strîngere pentru

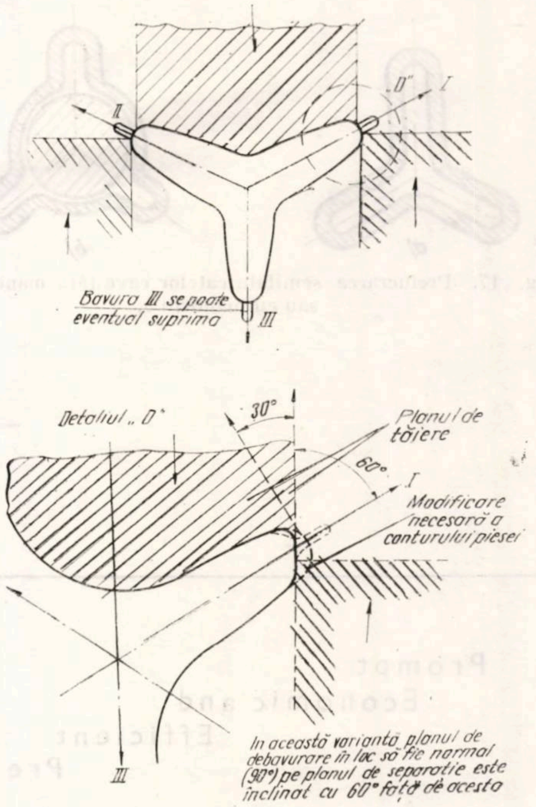

„D"
I
II
Bavura III se poate eventual suprima
III
Detaliul „D"
30°
Planul de tăiere
60°
I
Modificare necesară a conturului piesei
II
III
În această variantă planul de debavurare în loc să fie normal (90°) pe planul de separație este înclinat cu 60° față de acesta

Fig. 15. Debavurarea simultană a două bavuri.

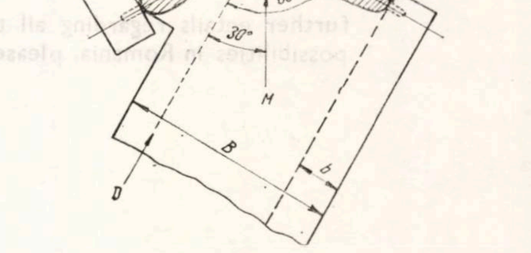

D
a
C
M
M
A
30°
120°
D
60°
30°
M
B
b
D

Fig. 16. Debavurarea simultană a trei bavuri :

A, *B*, *C* — poanscane principale de fixare ; *a*, *b*, *c* — poansoane secundare de tăiere (debavurare), mobile față de *A*, *B*, *C* ; *M* — direcția de matrițare ; *D* — direcția de debavurare (decalată prin rotire cu 30° față de *M*).

corpuri cu simetrie spaţială, în vederea efectuării operaţiilor de prelucrare prin aşchiere, ştanţare sau presare de aplicat acestora în continuarea procesului tehnologic de fabricaţie.

Semifabricatele care se pot prelucra pe maşinile de matriţat, presat, ambutisat, extrudat etc. spaţial pot fi masive sau cave (tuburi) (fig. 17).

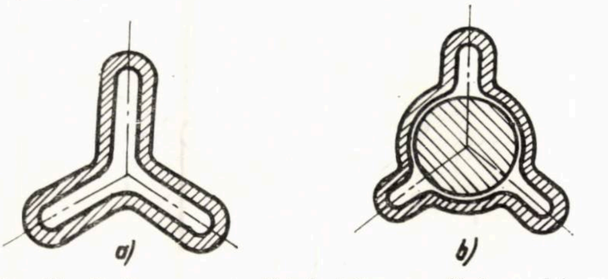


Fig. 17. Prelucrarea semifabricatelor cave fără mandrin *a* sau cu mandrin *b*.

Prelucrarea se poate face fie la cald, fie la rece.

În calitate de maşini-unelte mono-operaţie, maşinile de matriţat spaţial şi-ar putea afla largi şi foarte rentabile aplicaţii în construcţia de maşini pentru producţia de masă sau de mare serie, ca în construcţia de maşini agricole, de vehicule pentru persoane sau mărfuri etc., unde prin reproiectarea mecanismelor s-ar putea ivi destule piese complexe care să necesite aplicarea matriţării spaţiale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Principiile modului de lucru ştiinţific.* Construcţia de maşini, nr. 12, 1966, p. 731–737 şi nr. 4, 1967, p. 187–192.
[2] Wanyorek C. *Cercetări cu privire la noi metode de turnare a arborilor cotiţi.* I.D.T., nr. 31, Bucureşti, 1966, p. 25.

◆

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through

PUBLICOM
the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further eetails regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency

22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

Elemente de calcul pentru raza de îndoire la fabricarea profilelor formate la rece

Ing. V. BRĂNIŞTEANU, ing. O. BELZO, ing. T. BERESCU, ing. A. TEODORIU
Uzina metalurgică – Iaşi

şi dr. C. ACKER
Institutul politehnic – Iaşi

CZ 621.771261:621.77.016.3

ELEMENTS DE CALCUL POUR LE RAYON DE REPLIAGE À LA FABRICATION DES PROFILS FORMÉS À FROID

L'expérience acquise par l'Usine métallurgique de Jassy, dans le domaine de la fabrication des profils formés à froid à partir de la bande d'acier, a mené à des recherches concernant la simplification des calculs lors de l'élaboration des projets de cylindres de laminage, en vue d'assurer une technologie optime de fabrication. Dans cet ouvrage on présente quelques éléments pour la détermination du rayon de repliage, lors de l'exécution des profils, par la méthode du rayon variable.

CALCULUS ELEMENTS FOR THE BENDING RADIUS IN MANUFACTURING COLD-FORMED SECTIONS

Experience gained in Metallurgical-Works Iaşi, as regards manufacturing cold-formed sections out of steel strip, allowed to perform some investigations in view to reduce mathematical operations in design of mill rolls, and to obtain an optimal manufacturing method. The paper gives some indications for the estimation of intermediate bending radius, in the case of shaping by the changing radius method.

Fabricarea profilelor formate la rece constă în îndoirea succesivă a benzii de oţel între cilindrii profilaţi pe agregate speciale. Acest procedeu de fabricaţie oferă posibilitatea obţinerii unor profile cu pereţi subţiri şi de forme diverse, fără modificarea grosimii benzii.

În principiu formarea profilelor se realizează prin două metode, şi anume : îndoirea cu rază constantă şi îndoirea cu rază variabilă. Prima metodă constă în îndoirea benzii în toate cajele de profilare, cu aceeaşi rază, şi anume raza profilului finit. A doua metodă este caracterizată prin faptul că lungimea porţiunii curbe la îndoire rămîne constantă în toate cajele de lucru, variind însă raza de îndoire, în descreştere pe măsură ce creşte unghiul de îndoire, pînă la obţinerea razei finale a profilului.

Metoda îndoirii cu rază variabilă, în fabricarea la rece a profilelor, prezintă avantajul evitării apariţiei fisurilor în locurile de îndoire, în cursul procesului de profilare.

Utilizarea cu preponderenţă a metodei de profilare cu variaţie a razelor a dus, la Uzina metalurgică — Iaşi, la necesitatea aplicării unui calcul simplificat în proiectarea cilindrilor de profilare. Astfel, figura 1 reprezintă schematic o fază de îndoire intermediară ce are loc într-o cajă cu cilindri orizontali de profilare, prin metoda razei variabile.

Raza de îndoire în fiecare cajă de lucru se calculează în mod obişnuit cu relaţia :

$$R = \frac{180° L}{\pi \alpha} - K.g, \tag{1}$$

în care :
R este raza interioară de îndoire în caja de lucru respectivă ; L — lungimea desfăşurată a porţiunii curbe a profilului finit ; α — unghiul de îndoire în caja respectivă ; K — coeficientul de deplasare a fibrei neutre în porţiunea curbă ; g — grosimea benzii.

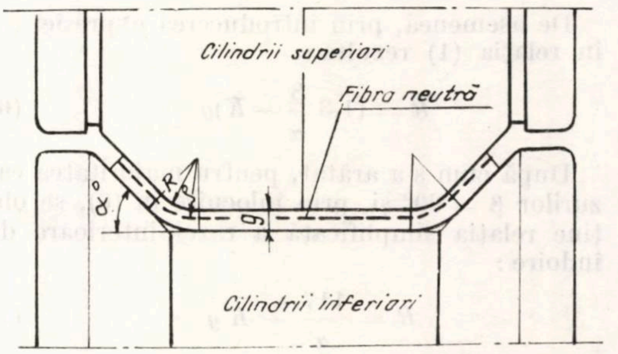


Fig. 1. Reprezentarea fazei de îndoire intermediară dintr-o cajă cu cilindrii orizontali de profilare, prin metoda razei variabile.

Lungimea desfăşurată a porţiunii curbe a profilului finit este dată de relaţia :

$$L = \frac{\pi . \rho . \beta}{180°}, \tag{2}$$

unde :

β — este unghiul de îndoire final al profilului, care se consideră 90°, pentru cazurile cele mai frecvent utilizate (profile U, omega etc.) ;

ρ — raza fibrei neutre în porţiunea curbă, fiind exprimată prin :

$$\rho = R + K . g. \qquad (3)$$

Coeficientul K de deplasare a fibrei neutre este funcţie de raportul dintre R şi g şi are valori experimentale trecute în tabela 1.

Tabela 1

$\frac{R}{g}$	0,65–1	1,1 – 1,5	1,6 – 2	2,5 – 3,5	4 şi peste 4
K	0,3	0,35	0,4	0,45	0,5

La determinarea razei ρ a fibrei neutre cu relaţia (3), R reprezintă raza interioară a profilului finit în porţiunea îndoită. Această rază, pentru oţelurile folosite în mod curent la executarea profilelor formate la rece, cu

$$\sigma_{r\max} = 36{,}3 \text{ daN/mm}^2 \ (37 \text{ kgf/mm}^2)$$

are valoarea egală cu cea a grosimii benzii.

În această situaţie, relaţia (3) ia forma :

$$\rho = g\ (1 + K) = 1{,}3\ g, \qquad (4)$$

deoarece $K = 0{,}3$ pentru raportul $R : g = 1$, conform tabelei 1.

Relaţia (2) prin inlocuirea lui ρ din (4) devine :

$$L = \frac{1{,}3\ \pi . g . \beta}{180} . \qquad (5)$$

De asemenea, prin introducerea expresiei (5) în relaţia (1) rezultă :

$$R = (1{,}3 \frac{\beta}{\alpha} - K) g \ \cdot \qquad (6)$$

După cum s-a arătat, pentru majoritatea cazurilor $\beta = 90°$ şi, prin înlocuire în (6), se obţine relaţia simplificată a razei interioare de îndoire :

$$R = \frac{117}{\alpha} - K g \ \cdot \qquad (7)$$

Pentru profile cu grosimea $g = 1$ este evident că :

$$R_1 = \frac{117}{\alpha} - K \cdot \qquad (8)$$

Razele variabile de îndoire pentru alte grosimi sînt în raport direct cu raza R_1 corespunzătoare grosimii $g = 1$, astfel :

$$R = R_1\ g. \qquad (9)$$

Pentru determinarea razei interioare de îndoire R_1 cu relaţia (8) este necesară cunoaşterea valorii K.

Plecînd de la valoarea $K = 0{,}5$ s-a calculat R_1 pentru $\alpha = 1°, 2°, 3° \ldots\ldots 26°$.

Se observă că pentru $\alpha = 26°$ se obţine : $R_1 = \frac{R}{g}, = 4$ care conform tabelei 1, este valoarea minimă a lui $\frac{R}{g}$, corespunzătoare lui $K = 0{,}5$.

De la $\alpha = 26°$ pînă la $\alpha = 40°$, coeficientul K va avea valoarea 0,45, deoarece $\frac{R}{g}$ coboară de la 4 pînă la 2,5 (conform tabelei 1).

În continuare pentru intervalele :

$\alpha = 40° - \alpha = 60°$ $K = 0{,}4$,
$\alpha = 61° - \alpha = 80°$ $K = 0{,}35$,
$\alpha = 81° - \alpha = 90°$ $K = 0{,}3$.

Avînd valorile R_1 pentru $g = 1$ corespunzătoare unghiurilor α din grad în grad, s-a trasat diagrama din figura 2.

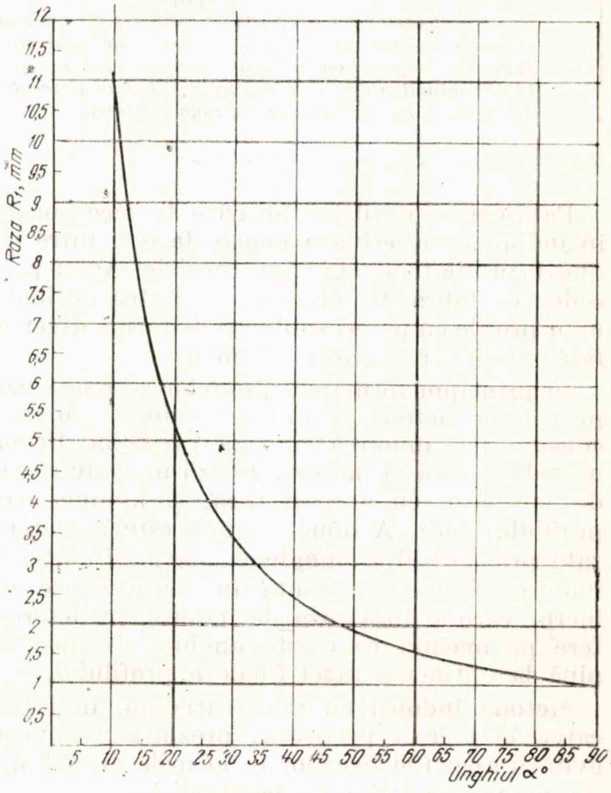


Fig. 2. Variaţia razei R_1 cu unghiul α şi pentru $g = 1$.

Cu ajutorul acestei diagrame trasate pentru $g = 1$, se pot calcula razele interioare de îndoire pentru alte grosimi şi orice regim de profilare, conform relaţiei (9).

BIBLIOGRAFIE

[1] Trischewskij I. S., Klepanda W. W. şi Skokow F. I. *Kaltgebogene Profile.* Berlin, 1964.
[2] * * * *Gnutie profili.* Sbornik statei. Kiev, Metallurghizdat, 1965.
[3] Sachs G. *Principles and Methods of Sheet.* New-York, Metal Fabricating, 1951.

◆

Execuţia miezurilor din amestecuri preparate cu lianţi furanici*

Ing. O. RACZ
Direcţia generală a turnătoriilor – Budapesta

CZ 621.743.4

L'EXÉCUTION DES NOYAUX À PARTIR DE MÉLANGES PRÉPARÉS AVEC DES LIANTS À BASE DE FOURANE

On discute certains problèmes actuels concernant la fabrication, la composition, les propriétés et le mode d'emploi des liants du type fouranique, pour les fonderies.

On analyse l'influence des principaux facteurs qui conditionnent l'obtention de noyaux de qualité. On donne des exemples concrets de compositions et de préparation des mélanges.

CORE MANUFACTURING OUT OF MIXTURES CONTAINING FURAN BONDING-AGENTS

The paper discusses some actual questions regarding manufacturing, composition, properties and usage of furanic bonding agents for foundries.

Influence of main factors, which condition obtention of high-quality cores is analysed. Actual exemples are given as regards composition and mixture preparation.

Noile procedee de miezuire în care se utilizează amestecuri de formare preparate cu lianţi de tip furanic au căpătat, în ultimii ani, o largă dezvoltare în R.P. Ungară. Acest fapt se explică prin producerea pe scară industrială, începînd cu anul 1965, a alcoolului furfurilic – principalul component al acestor lianţi. Alcoolul furfurilic produs în R.P. Ungară are la bază furfurolul obţinut din rumeguş de lemn, urmînd ca în anii următorii să se fabrice din deşeuri de plante (tărîţe, coceni de porumb, deşeuri rezultate la decorticarea orezului etc.), care se găsesc în cantităţi mari în R.P. Ungară.

Prin hidrogenarea furfurolului în prezenţa unor anumiţi catalizatori, la temperatura de 180°C şi presiunea de 250 at, urmată de filtrarea catalizatorilor, se obţine alcoolul furfurilic, care serveşte la prepararea lianţilor pentru turnătorie. Condiţia esenţială în obţinerea unor lianţi corespunzători rezidă în puritatea alcoolului furfurilic folosit la preparare. Această puritate se poate obţine numai printr-o distilare a alcoolului furfurilic, operaţie ce ridică preţul de cost al acestuia şi, respectiv, al liantului final.

Lianţii pe bază de alcool furfurilic se prepară în două variante: lianţi care reacţionează la cald în prezenţa unor săruri acide sau acizi slabi; lianţi care se autoîntăresc în prezenţa unor acizi puternici.

În funcţie de utilizare, respectiv de destinaţia pe care o au miezurile (pentru turnarea pieselor din oţel sau pentru turnarea pieselor din fontă), în compoziţia lianţilor, pe lîngă alcoolul furfurilic, intră şi o răşină ureoformaldehidică (carbamidică), o răşină fenolică sau ambele.

Raportul în care se găsesc cei doi componenţi diferă în funcţie de mijlocul de întărire folosit, astfel: în cazul lianţilor care se autoîntăresc este necesar un conţinut mai ridicat în alcool furfurilic pentru ca reacţia exotermă (polimerizarea) care se produce în prezenţa agentului acid de întărire să decurgă cu viteză mare. Cercetările întreprinse în R.P. Ungară au dus la concluzia că proporţia de alcool furfurilic din lianţii cu autoîntărire utilizaţi la execuţia miezurilor pentru turnarea pieselor din oţel, de greutăţi şi dimensiuni mari, trebuie să fie mai ridicată (cca. 60 % alcool furfurilic) decît din lianţii folosiţi pentru realizarea miezurilor pentru piesele turnate din fontă. În acest ultim caz este suficient un conţinut de 40 – 50 % alcool furfurilic în liant.

În cazul lianţilor utilizaţi în procedeul de execuţie a miezurilor la cald, conţinutul în alcool furfurilic trebuie să fie de 25 – 30 %, deoarece reacţia de polimerizare este amorsată de către căldura cutiei de miez.

Factorii care condiţionează utilizarea lianţilor furanici în procedeul de miezuire cu întărire la cald

Principalii factori care condiţionează obţinerea unor miezuri de calitate corespunzătoare sînt următorii: nisipul, agentul de întărire şi calitatea liantului.

Dintre condiţiile care se impun nisipurilor utilizate în procedeele de preparare a amestecurilor cu lianţi furanici cele mai importante sînt: conţinutul în argilă (care trebuie în general să nu depăşască 1%), suprafaţa specifică a nisipului, coeficientul de formă, conţinutul în substanţe alcaline etc. Influenţa pe care aceste caracteristici o poate avea asupra caracteristicilor de rezistență mecanică a amestecurilor este evidențiată în tabela 1.

---

* Conferinţă ţinută la Bucureşti în noiembrie 1969.

Tabela 1

Nisipul	Indicele de finețe	Suprafața *sp*, cm²/g	Factorul de formă	Conținutul în argilă, %	Conținutul în $CaCO_3$, %	Rezistența la încovoiere a amestecului, kgf/cm²
I	45	76	1,26	0,75	0,3	59
II	46	94	1,5	1,00	0,5	38

Adaosul de liant, în cazul utilizării unui nisip cu conținut în părți levigabile sub 0,3 %, este suficient să fie de 2%. Pe măsură ce conținutul de argilă din nisip crește, se impune și mărirea adaosului de liant, fără ca acesta să depășească 3%, din cauza inconvenientelor ce pot apărea la turnare, prin cantitatea mare de gaze ce o pot dezvolta.

Pentru alegerea agentului de întărire se au în vedere condițiile specifice procesului de fabricație. Astfel, în cazul procedeului de miezuire în cutie caldă datorită faptului că se realizează miezuri de volum mic, utilizarea amestecului necesită un timp mai îndelungat decît la procedeul de formare în cutii reci (autoîntărire), unde se execută miezuri mult mai mari. În consecință sînt necesari agenți de întărire cu acțiune mai redusă, care să asigure o durată mai mare de depozitare a amestecului, desăvîrșirea întăririi realizîndu-se ulterior prin acțiunea căldurii provenite de la cutia de miez. Printre agenții de întărire adecvați acestui procedeu se numără clorura de amoniu, acidul boric, acidul paratoluolsulfonic și alți acizi slabi, folosiți independent sau în amestec. Timpul de depozitare a amestecului se controlează cu indicele Shatter. Limita de utilizare a unui amestec preparat cu lianți furanici cu întărire la cald este caracterizată de momentul cînd prin sită mai trece 50% din greutatea epruvetei realizate din amestecul de încercare.

Timpul de depozitare este influențat și de compoziția liantului. În cazul procedeului de miezuire la cald, cel de-al doilea component (rășina ureoformaldehidică sau fenolică) al liantului, avînd ponderea cea mai mare, influențează, de asemenea, durata de menținere a miezului în cutia caldă, precum și rezistența finală a miezurilor. În tabela 2 sînt ilustrate variațiile timpului de depozitare și ale timpului de întărire în cutie, în funcție de cel de-al doilea component al liantului. Amestecurile experimentate s-au preparat cu adaos de 2,3% liant; temperatura cutiei de miez a fost în jur de 220°C. Timpul de depozitare s-a determinat cu indexul Shatter, iar timpul de întărire în cutie s-a stabilit prin măsurarea timpului minim necesar, după care un miez, avînd diametrul de 36 mm, a putut fi scos fără să se rupă din cutia de miez.

Deși timpul de întărire a miezului în cutia caldă este mai redus în cazul lianților conținînd ureoformaldehidă, comparativ cu celelalte două variante în care au fost preparați lianții, timpul de depozitare scade foarte mult. De asemenea utilizarea lianților cu rășină ureoformaldehidică prezintă și dezavantajul obținerii unor piese cu suprafețe de calitate inferioară celor obținute cînd se utilizează lianți care au în compoziție rășină fenolică. Utilizarea lianților preparați din alcool furfurilic modificat cu fenol prezintă însă inconvenientul unei durate de întărire în cutie disproporțional de mare. Acest fapt a determinat ca în R.P. Ungară să se adopte utilizarea lianților preparați din alcool furfurilic modificat cu rășini fenolice și ureoformaldehidice. Timpul de menținere a miezului în cutia de miez caldă este influențat și de temperatura cutiei, precum și de masa miezului. Necesarul de timp pentru întărire scade liniar, o dată cu mărirea temperaturii cutiei. Trebuie precizat însă faptul că temperatura cutiei nu poate depăși 300°C deoarece puterea de liere a liantului scade rapid, ca urmare a degradării rășinii, ceea ce în final se traduce prin obținerea unor miezuri cu rezistență superficială, necorespunzătoare (suprafețe și muchii sfărîmicioase).

Tabela 2

Adaosul de agent de întărire, %	Timpul de depozitare a amestecului, min			Timpul de întărire în cutia caldă, s		
	cu rășină ureoformaldehidică	cu rășină ureoformaldehidică și fenolică	cu rășină fenolică	cu rășină ureoformaldehidică	cu rășină ureoform – aldehidică și fenolică	cu rășină fenolică
0,6	5	25	30	9	20	26
0,4	25	35	60	15	33	42
0,3	60	90	150	28	46	57
0,2	120	120	280	45	65	80

Miezul, în timpul menținerii în cutie, se întărește numai superficial (pe un strat de cîțiva mm), mijlocul rămînînd crud. Acest șoc de căldură are însă rolul de a amorsa reacția de polimerizare care continuă după extragerea miezului din cutie, miezul ajungînd la rezistența finală după 1 — 2 h. Grosimea de strat întărit în cutie, prin care se asigură extragerea miezului și manipularea acestuia fără pericol de deformare, este în funcție de masa miezului și în special de secțiunea acestuia. De exemplu, un miez avînd secțiunea de 10 mm se întărește în circa 12 s la temperatura de 280°C, în timp ce un miez cu secțiunea de 70 mm trebuie menținut în cutia de miez caldă 60 — 90 s. Timpul de menținere îndelungat, ce se impune pentru întărirea miezului cu secțiune groasă, explică limitarea secțiunii miezurilor realizate în cutii calde, la 70 mm.

Factorii care influiențează caracteristicile miezurilor executate din amestecuri pe bază de lianți furanici, care se autoîntăresc

Principalele caracteristici ale amestecurilor cu lianți furanici care se autoîntăresc, respectiv viteza de întărire și rezistența mecanică după întărire, sînt condiționate de către o serie de factori, cum sînt : calitatea nisipului, cantitatea de agent de întărire, temperatura mediului ambiant și a nisipului, gradul de eficacitate al amestecului folosit etc.

În ce privește agentul de întărire, de obicei acid fosforic concentrat, intervin două aspecte : concentrația și cantitatea adăugată în amestec. Utilizarea unui acid fosforic cu o concentrație mai slabă, de exemplu 70 % PO_4H_3 în loc de 85% PO_4H_3, nu influențează în mod vizibil procesul de întărire, deși în acest fel se introduce și apă, care poate avea o acțiune de frînare a procesului de întărire. Desigur că în cazul utilizării unui acid de concentrație scăzută, adaosul va fi mai mare, fiind calculat în raport cu adaosul de acid avînd concentrația de 85% PO_4H_3. Un adoas sporit de acid mărește viteza de întărire. În practică acest adaos nu poate depăși 1,2%, deoarece în acest fel se accelerează considerabil începutul procesului de întărire, ceea ce are drept consecință o reducere a duratei de folosire a amestecului în condiții corespunzătoare.

Întrucît timpul cît se poate depozita amestecul preparat cu lianți furanici cu autoîntărire scade proporțional o dată cu creșterea adaosului de acid fosforic, acest adaos trebuie reglat astfel încît să se asigure o durată suficientă de utilizare a amestecului, precum și o viteză de întărire adecvată.

Din datele practice obținute, raportul aproximativ între timpul cît se poate depozita amestecul de formare și timpul necesar de menținere a miezului în cutia de miez este 1 : 4. Respectiv un miez realizat dintr-un amestec avînd un conținut optim de acid fosforic, iar durata de folosire a amestecului fiind de 10 min, acesta poate fi extras din cutia de miez după 40 min.

Viteza procesului de întărire este influențată și de către temperatura nisipului, precum și a mediului ambiant. Astfel, miezurile de mărime mijlocie pot fi extrase din cutiile de miez după circa 40 min, fără pericol de deterioarare, în cazul cînd temperatura nisipului și a mediului ambiant este în jur de 20°C. Dacă temperatura nisipului și a mediului ambiant este în jur de 15°C, timpul după care miezurile pot fi extrase din cutii se prelungește la 70 — 80 min, iar în cazul cînd temperatura este de 8 — 10°C, acest timp este de 110 — 120 min. În consecință, în cazul unor temperaturi scăzute ale nisipului și mediului ambiant se impune mărirea adaosului de întăritor.

Mărirea adaosului întăritor trebuie făcută cu circa 0,1 %, pentru temperaturile în jur de 15°C, și cu 0,3 — 0,4 %, pentru temperaturile de 8 — 10°C.

În tabela 3 sînt indicate adaosurile de agent de întărire în funcție de temperatura nisipului.

Tabela 3

Temperatura nisipului, °C	Necesarul de acid fosforic (70%PO_4H_3)%
5—10	1,1—1,3
10—15	0,9—1,1
15—20	0,6—0,9
20—25	0,4—0,6
25—30	0,4

Asupra vitezei de întărire mai pot influența durata de amestecare și tipul de amestecător.

Pentru o distribuire uniformă a agentului de întărire și a liantului în nisip, utilizînd un amestecător corespunzător, este suficient 1 min. În cazul cînd temperatura nisipului și a atelierului unde se execută prepararea este joasă, prin mărirea duratei de amestecare la 4 — 5 min, temperatura amestecului crește cu 5—10°C, avînd drept efect o micșorare a duratei de întărire a miezurilor în cutii.

Pentru prepararea amestecurilor cu lianți furanici sînt indicate amestecătoarele cu palete în formă de S și amestecătoarele tip Mix—Slinger. Primul tip de amestecător are o eficacitate mai redusă de amestecare, fapt demonstrat prin necesarul de adaos de liant. Astfel, pentru obținerea acelorași caracteristici de rezistență mecanică, adaosul de liant furanic, în cazul preparării amestecului în Mix-Slinger, este de 1,9 % în timp ce utilizîndu-se amestecătoru cu palete S este necesar un adaos de 2,2% liant.

◆

Consideraţii termodinamice privind rafinarea cuprului de convertizor

Dr. ing. FL. OPREA
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 669.34 : 536.7

CONSIDÉRATIONS THÈRMODYNAMIQUES CONCERNANT LE RAFFINAGE DU CUIVRE POUR CONVERTISEURS

L'ouvrage a pour objet d'étudier le comportement des impuretés lors du raffinage du cuivre de convertiseur. On a établi les conditions d'équilibre en considérant que le bain métallique est homogène, l'activité momentanée des oxydes est égale à l'unité ou au rapport molaire, et le sulf et l'oxigène sont combinés au cuivre. Les équations thèrmodynamiques montrent le comportement des principales impuretés pendant le raffinage thermique du cuivre et permettent d'établir l'ordre d'oxydation de ces impuretés.

THERMODYNAMIC CONSIDERATIONS REGARDING REFINING OF CONVERTER COPPER

Within the framework of the paper, behaviour of impurities during refining of converter copper is studied. Equilibrium conditions were established considering the molten bath homogeneous, momentary activity of oxides equal to the unit or to the molar ratio, sulphur and oxygen combined with copper. Thermodynamic equations emphasize the behaviour of main impurities during thermal refining of copper and allow to establish the oxidation sequence of these impurities.

Rafinarea termică a cuprului are la bază topirea oxidantă, în timpul căreia sînt eliminate impurităţile care au o afinitate mai mare faţă de oxigen decît cuprul. Cu cît este mai negativ potenţialul termodinamic de formare a unui oxid, cu atît este mai mare afinitatea elementelor din oxid faţă de oxigen; această afinitate depinde de calitatea materialului supus rafinării şi de activitatea momentană a elementelor prezente în reacţie.

Potenţialul termodinamic de formare a oxidului se poate aprecia conform relaţiilor:

$$Me + 1/2\ O_2 \rightleftarrows MeO$$

$$\Delta G_T = \Delta G_T^0 + RT\ \ln \frac{A_{MeO}}{A_{Me} \cdot \sqrt{O_2}},$$

unde: G_T^0 este potenţialul termodinamic normal de formare a oxidului; A_{MeO}, A_{Me} şi A_{O_2} – activitatea oxidului, metalului şi oxigenului într-un moment dat; R – constanta gazelor; T – temperatura.

Într-un sistem la temperatură constantă se oxidează întîi acel element la care ΔG_T este mai negativ. Cu înaintarea oxidării însă A_{Me} scade, A_{MeO} creşte şi ΔG_T devine mai pozitiv, astfel încît elementul care se oxidează mai întîi după trecerea unui anumit timp va avea potenţialul termodinamic egal cu a elementului ce urmează în scara afinităţii imediat după el; din acel moment, cele două elemente se oxidează simultan.

Pentru stabilirea condiţiilor de echilibru la 1 200°C la rafinarea termică a cuprului de convertizor, s-au luat în considerare următoarele date:

– compoziţia cuprului de convertizor: 96,90% Cu; 0,31% Pb; 0,28% Fe; 0,35% Zn; 0,24% Ni; 0,12 % As; 0,23 % Sb; 0,08% Cd; 0,32 % S; 0,48% O_2;

– presiunea aerului insuflat la oxidare, 2 at;

– presiunea oxigenului, 0,4 at;

– presiunea parţială momentană a SO_2 la locul de formare, 0,5 at;

– compoziţia zgurei: 17,8% SiO_2; 35,8% Cu_2O; 20,4% ZnO; 10,4% PbO; 7,2% FeO; 2% Al_2O_3; 0,022% Bi_2O_3; 6,5% Sb_2O_3.

Condiţiile de echilibru considerînd activitatea momentană a oxizilor egală cu unitatea şi impurităţile prezente în baia metalică ca elemente necombinate

În timpul topirii oxidante, principalele elemente din baia metalică se pot oxida conform reacţiilor:

$$2\ Zn + O_2 = 2\ ZnO \qquad (1)$$

$$2\ Pb + O_2 = 2\ PbO \qquad (2)$$

$$2\ Fe + O_2 = 2\ FeO \qquad (3)$$

$$2\ Ni + O_2 = 2\ NiO \qquad (4)$$

$$4/3\ Sb + O_2 = 2/3\ Sb_2O_3 \qquad (5)$$

$$4/3\ As + O_2 = 2/3\ As_2O_3 \qquad (6)$$

$$2\ Cd + O_2 = 2\ CdO \qquad (7)$$

$$S + O_2 = SO_2 \qquad (8)$$

$$4\ Cu + O_2 = 2\ Cu_2O \qquad (9)$$

Dacă activitatea oxizilor este unitară, activitatea momentană a oxigenului este egală cu presiunea parţială 0,4 at, a SO_2 cu 0,5 at şi activitatea elementelor cu raportul molar. În felul acesta, potențialul termodinamic al acestor reacții se poate calcula conform relațiilor:

$$\Delta G_{(1)} = \Delta G^{0}_{(1)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Zn}}$$

$$\Delta G_{(2)} = \Delta G^{0}_{(2)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Pb}}$$

$$\Delta G_{(3)} = \Delta G^{0}_{(3)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Fe}}$$

$$\Delta G_{(4)} = \Delta G^{0}_{(4)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Ni}}$$

$$\Delta G_{(5)} = \Delta G^{0}_{(5)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{4/3}_{Sb}}$$

$$\Delta G_{(6)} = \Delta G^{0}_{(6)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{4/3}_{As}}$$

$$\Delta G_{(7)} = \Delta G^{0}_{(7)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Cd}}$$

$$\Delta G_{(8)} = \Delta G^{0}_{(8)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N_{s}}$$

$$\Delta G_{(9)} = \Delta G^{0}_{(9)} + 4{,}576\ T \log \frac{1}{0{,}4\ N^{4}_{Cu}}$$

Pentru temperatura la care se desfășoară rafinarea termică (1 200°C) ecuațiile de mai sus iau forma:

$$\Delta G_{(1)} = \Delta G^{0}_{(1)} - 4{,}576 . 1\,473 \log 0{,}4 + $$
$$ + 4{,}576 . 1\,473 \log \frac{1}{N^{2}_{Zn}} = \Delta G^{0}_{(1)} + 2\,700 + $$
$$ + 6\,740 \log \frac{1}{N^{2}_{Zn}}$$

$$\Delta G_{(2)} = \Delta G^{0}_{(2)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{2}_{Pb}}$$

$$\Delta G_{(3)} = \Delta G^{0}_{(3)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{2}_{Fe}}$$

$$\Delta G_{(4)} = \Delta G^{0}_{(4)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{2}_{Ni}}$$

$$\Delta G_{(5)} = \Delta G^{0}_{(5)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{4/3}_{Sb}}$$

$$\Delta G_{(6)} = \Delta G^{0}_{(6)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{4/3}_{As}}$$

$$\Delta G_{(7)} = \Delta G^{0}_{(7)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{2}_{Cd}}$$

$$\Delta G_{(8)} = \Delta G^{0}_{(8)} + 4{,}576 \cdot 1\,473 \log \frac{0{,}5}{0{,}4} + $$
$$ + 4{,}576 \cdot 1\,473 \log \frac{1}{N_{s}} = \Delta G^{0}_{(8)} + 700 + $$
$$ + 6\,740 \log \frac{1}{N_{S}}$$

$$\Delta G_{(9)} = \Delta G^{0}_{(9)} + 2\,700 + 6\,740 \log \frac{1}{N^{4}_{Cu}}$$

Prin urmare, ΔG_{T} în funcție de log $\frac{1}{N^{n}_{Me}}$ se poate reprezenta prin niște drepte paralele, care taie ordonata la distanța ($\Delta G^{0}_{T} + 2\,700$) sau pentru reacția (8) la ($\Delta G^{0}_{T} + 700$) și ale căror tangente sînt 6 740. Calculîndu-se valorile ΔG_{T} la 1 473°K, temperatură la care se desfășoară procesul, se poate conchide că teoretic oxidarea elementelor din baia metalică trebuie să respecte următoarea ordine: Zn, S, Fe, Sb, As, Cu, Ni, Pb, și Cd.

Condițiile de echilibru considerînd că oxizii au activitatea momentană unitară, iar Cu este prezent ca Cu_2S *și* Cu_2O

Conform rapoartelor stoichiometrice, între numărul de moli (n) ai componenților se pot stabili următoarele relații:

$$n_{Cu_2S} = n_{S}\,;\ n_{Cu_2O} = 0{,}5\ n_{O_2}$$

$$n_{Cu_2} = n_{Cu_1} - 2n_{S} - 4n_{O_2}$$

$$\varepsilon n = \varepsilon n_1 - n_S - n_{O_2} - n_{Cu_{\angle},1} + n_{Cu} + n_{Cu_2S} + n_{Cu_2O}$$

$$\varepsilon n = \varepsilon n_1 - n_S - n_{O_2} - n_{Cu\cdot 1} + n_{Cu\cdot 1} - 2n_S - $$
$$ - 4n_{O_2} + n_S + 0{,}5n_{O_2} = \varepsilon n_1 - 2n_S - 4{,}5n_{O_2}$$

În aceste condiții, pentru 1 200°C potențialele termodinamice corespunzătoare formării oxizilor elementelor din baia metalică, se pot calcula cu ajutorul relațiilor:

$$\Delta G_{(1)} = \Delta G^{0}_{(1)} + 4{,}576 . 1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Zn}} = $$
$$ = -81\,300 - 13\,480 \log N_{Zn}$$

$$\Delta G_{(2)} = \Delta G^{0}_{(2)} + 4{,}576 . 1473 \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Pb}} = $$
$$ = -41\,300 - 13\,480 \log N_{Pb}$$

$$\Delta G_{(3)} = \Delta G^{0}_{(3)} + 4{,}576 . 1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Fe}} = $$
$$ = -77\,300 - 13\,480 \log N_{Fe}$$

$$\Delta G_{(4)} = \Delta G^{0}_{(4)} + 4{,}576 . 1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ N^{2}_{Ni}} = $$
$$ = -53\,300 - 13\,480 \log N_{Ni}$$

$$\Delta G_{(5)} = \Delta G^{0}_{(5)} + 4{,}576 . 1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ N^{4/3}_{Sb}} = $$
$$ = -61\,300 - 8\,990 \log N_{Sb}$$

$$\Delta G_{(6)} = \Delta G^{0}_{(6)} + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ \mathrm{N}^{4/3}_{\mathrm{As}}} =$$

$$= -\ 61\,300 - 8\,990 \log \mathrm{N}_{\mathrm{As}}$$

$$\Delta G_{(7)} = \Delta G^{0}_{(7)} + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ \mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Cd}}} =$$

$$= -\ 23\,300 - 13\,480 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Cd}}$$

$$\Delta G_{(9)} = \Delta G^{0}_{(9)} + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{1}{0{,}4\ \mathrm{N}^{4}_{\mathrm{Cu}}} =$$

$$= -\ 39\,300 + 13\,480 \log \frac{\mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2O}}}{\mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Cu}}}$$

Sulful se oxidează prin intermediul reacției :

$$2/3\ \mathrm{Cu_2S} + \mathrm{O_2} = 2/3\ \mathrm{Cu_2O} + 2/3\mathrm{SO_2} \quad (10)$$

$$\Delta G_{(10)} = \Delta G^{0}_{(10)} + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{\mathrm{N}^{2/3}_{\mathrm{Cu_2O}}\,.\,0{,}5^{2/3}}{\mathrm{N}^{2/3}_{\mathrm{Cu_2S}}\,.\,0{,}4},$$

respectiv :

$$\Delta G_{(10)} = -\ 35\,450 - 4\,490 \log \frac{\mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2S}}}{\mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2O}}}$$

Calculîndu-se valorile potențialelor termodinamice din ecuațiile de mai sus, rezultă că în primul rînd se oxidează cuprul (reacția 9).

Cu cît înaintează această reacție, cu atît concentrația Cu scade, iar concentrația $\mathrm{Cu_2O}$ crește. În aceste condiții, potențialul termodinamic al reacției (9) devine pozitiv din cauza creșterii valorii raportului $\frac{\mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2O}}}{\mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2}}}$. După un timp, afinitatea cuprului față de $\mathrm{O_2}$ devine egală cu cea a Zn ; din acest moment, cele două elemente se oxidează simultan pînă cînd din cauza scăderii concentrațiilor celor două elemente, potențialul termodinamic de formare a oxidului de cupru devine egal cu cel al FeO ; din acest moment cele trei elemente se oxidează simultan și așa mai departe : $\mathrm{Cu_2S}$, Sb, As, Ni, Pb, Cd. În starea inițială, din cauza prezenței $\mathrm{Cu_2O}$, potențialul termodinamic de formare a $\mathrm{Cu_2O}$ este cel mai negativ și sulful din $\mathrm{Cu_2S}$ se oxidează mai tîrziu decît sulful elementar.

Condițiile de echilibru considerînd S *și* $\mathrm{O_2}$ *în combinații cu* Cu, *iar activitatea momentană a oxidului egală cu raportul molar al oxidului prezent în zgură*

În considerațiile făcute anterior s-a considerat că oxizii formați în urma oxidării sînt în stare pură, dar în realitate este vorba de un echilibru heterogen. Oxidarea are loc în cea mai mare parte pe suprafața de contact între baie și zgură în așa fel încît sau $\mathrm{O_2}$ este în contact direct cu baia de Cu sau $\mathrm{O_2}$ (deja legat) din zgură difuzează în baie ; de asemenea, nu este exclus ca în baia metalică aflată permanent în mișcare să nu existe picături de zgură. Din această cauză se poate considera activitatea oxizilor egală cu raportul molar din zgură a oxidului.

Ținîndu-se seamă de procentele molare ale componenților zgurei și presupunînd că Sb este în aceeași cantitate în zgură ca și în cuprul de convertizor, $\mathrm{As_2O_3}$ este jumătate din $\mathrm{Sb_2O_3}$ și NiO (0,7), CdO (0,2) și restul celorlalte elemente 0,78 %, se stabilesc ecuațiile potențialelor termodinamice, conform relațiilor :

$$\Delta G_{(1)} = -\ 84\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}24926^{2}}{0{,}4\mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Zn}}} =$$

$$= -\ 89\,450 - 13\,480 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Zn}}$$

$$\Delta G_{(2)} = -\ 44\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}04568^{2}}{0{,}4\mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Pb}}} =$$

$$= -\ 59\,400 - 13\,480 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Pb}}$$

$$\Delta G_{(3)} = -\ 80\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}0993^{2}}{0{,}4\ \mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Fe}}} =$$

$$= -\ 90\,800 - 13\,480 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Fe}}$$

$$\Delta G_{(4)} = -\ 56\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}00927^{2}}{0{,}4\ \mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Ni}}} =$$

$$= -\ 80\,700 - 13\,480 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Ni}}$$

$$\Delta G_{(5)} = -\ 64\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}0051^{2/3}}{0{,}4\ \mathrm{N}^{4/3}_{\mathrm{Sb}}} =$$

$$= -\ 71\,600 - 8\,990 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Sb}}$$

$$\Delta G_{(6)} = -\ 64\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}0051^{2/3}}{0{,}4\ \mathrm{N}^{4/3}_{\mathrm{As}}} =$$

$$= -\ 72\,300 - 8\,990 \log \mathrm{N}_{\mathrm{As}}$$

$$\Delta G_{(7)} = -\ 26\,000 + 4{,}576\,.\,1\,473 \log \frac{0{,}00155^{2}}{0{,}4\ \mathrm{N}^{2}_{\mathrm{Cd}}} =$$

$$= -\ 26\,000 - 13\,480 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Cd}}$$

$$\Delta G_{(9)} = -\ 32\,000 + 4{,}576\,.\,1473 \log \frac{0{,}24628^{2}}{0{,}4\ \mathrm{N}^{4}_{\mathrm{Cu}}} =$$

$$= -\ 37\,500 - 26\,960 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Cu}}$$

$$\Delta G_{(10)} = -\ 35\,400 - 4\,490 \log \frac{\mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2S}}}{0{,}24628} =$$

$$= -\ 38\,200 - 4\,490 \log \mathrm{N}_{\mathrm{Cu_2S}}$$

Deci, dacă se ține seamă de valorile potențialului termodinamic în condițiile de mai sus, ordinea de oxidare a elementelor din baia metalică este următoarea : Fe, Zn, Ni As, Sb, Cu, $\mathrm{Cu_2S}$, Pb și Cd. Oxidul metalic avînd activitatea sub 1, cresc activitățile Ni față de O_2, a Fe și As cresc mai lent, iar a Cu și Cu_2S scad.

Concentrația reziduală a impurității la sfîrșitul procesului se poate aprecia pe baza echilibrelor reacției :

$$Cu_2O + Me' \rightleftharpoons 2\ Cu + Me'O.$$

La echilibru, tensiunile de disociere a celor doi oxizi sînt egale : $P_{O_{2(Cu_2O)}} = P_{O_{2(Me'\ O)}}$.

Prin urmare, concentrația reziduală poate fi calculată conform relației :

$$P_{O_{2Cu_2O}} = P_{O_{2Me'O}} = P_{O_{2\,maxMe'O}} \frac{[Me']^2 max}{[Me']^2}.$$

Aplicată în cazul eliminării Fe această ecuație ia forma :

$$P_{O_{2Cu_2O}} = P_{O_{2maxFeO}} \frac{[Fe]^2\ max}{[Fe]^2}.$$

Pentru 1 200°C se obține :

$$P_{O_{2Cu_2O}} = 10^{-4}\ at ;\quad P_{O_{2\ maxFeO}} = 10^{-11,5}\ at.$$

$[Fe]_{max} = 0{,}090$ moli : conform diagramei de echilibru Fe-Cu la 1 200°C, Cu dizolvă 8 % Fe.

Înlocuind valorile numerice în ecuația de mai sus se obține :

$$[Fe] = \sqrt{\frac{10^{-11,5}}{10^{-4}} . 0{,}090} = 1{,}6 . 10^{-5} \text{ moli Fe}$$

sau 0,0015 % Fe în greutate.

Prin urmare Fe se elimină din Cu relativ ușor, conținutul său micșorîndu-se pînă la mimi de fracțiuni de procente, ceea ce corespunde adesea cu rezultatele practice.

BIBLIOGRAFIE

[1] D. Horvath Zoltan. *Analiza reacțiilor ce au loc la rafinarea oxidantă a cuprului*. Kohászáti Lapok, 2—3, 1958.

[2] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice*. București, Ed. didactică și pedagogică, 1966.

[3] Avertisian H. *Metallurghiia cernovo medi*. Moscova, Metallurghizdat, 1954.

[4] Rey M. *Cours de métallurgie des métaux non-ferreux*. Paris, E.N.S.M.P., 1959.

[5] Liddell D. M. *Handbook of nonferrous metallurgy*. New-York, 1945.

[6] Dr. Geleji A. *Kupferroffination in Drehtrommelofen*. Acta Technica, 1952.

REVISTA „METALURGIA" FACE SCHIMB CU 41 REVISTE STRĂINE

1. „METAL PROGRESS" METALS INFORMATION AMERICAN SOCIETY FOR METALS
   U.S.A.
2. TRANSACTION OF THE AMERICAN SOCIETY FOR METALS
   U.S.A.
3. INSTYTUT METALURGII ZELAZA
   Polonia
4. LITEINOE PROIZVODSTVO
   U.R.S.S.
5. SOFRESID
   Franța
6. FINSIDER
   Italia
7. IRON METALWORKING INTERNATIONAL
   U.S.A.
8. JERNKONTORETS ANUALER
   Suedia
9. CUIVRE, LAITONS, ALLIAGES
   Franța
10. FUJITSU SCIENTIFIC AND TECHNICAL JOURNAL
    Japonia
11. FONDERIE
    Franța
12. GIESSEREI ERFAHRUNGSAUSTAUSCH
    R. F. a Germaniei
13. TRAITEMENT TERMIQUE
    Franța
14. L'ACCIAIO INOSSIDABILE
    Italia
15. TRATAMENTI DEI METALLI
    Italia
16. Associazione Italiana di Metallurgia LA FONDERIA ITALIANA
    Italia
17. „METALLURGIA" THE BRITISH JOURNAL OF METALS
    Anglia
18. SLÉVARÉNSTVI
    Cehoslovacia
19. HUTNIK
    Cehoslovacia
20. HUTNICKÉ LISTY
    Cehoslovacia
21. PRZEGLAD ODIEWNICTWA
    Polonia
22. HUTNIK
    Polonia
23. METALLURG
    U.R.S.S.
24. METALLOVEDENIE I TERMICESKAIA OBRABOTKA METALLOV
    U.R.S.S.
25. OGNEUPORI
    U.R.S.S.
26. STAL
    U.R.S.S.
27. RUDODOBIV I METALURGHIA
    Bulgaria
28. LIVARSKI VESTNIK
    Jugoslavia
29. GIESSEREITECHNIK
    R.D.G.
30. NEUE HÜTTE
    R.D.G.
31. SCHRIFTLEITUNG PRAKTISCH METALLOGRAPHIE
    R. F. a Germaniei
32. STAHL UND EISEN
    R. F. a Germaniei
33. GIESSEREI RUNDSCHAU
    Austria
34. DE GIETERIJ
    Olanda
35. GJUTERIET
    Suedia
36. ASSOCIACAO PORTUGUESA
    Portugalia
37. PLANSSEBERICHTE FÜR PULVERMETALURGIE
    Austria
38. THE JAPAN FOUNDRYMEN'S SOCIETY (IMONO)
    Japonia
39. THE IRON AND STEEL INSTITUTE OF JAPAN (NIPPON TEKKO KYOKAI)
    Japonia
40. BRITISH CAST IRON RESEARCH ASSOCIATION
    Anglia
41. FUJIHARA MEMORIAL FACULTY OF ENGINEERING, KEIO UNIVERSITY-PROCEEDINGS
    Japonia

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Peletizarea minereurilor de fier

Ing. OV. HĂTĂRĂSCU, ing. E. STOICOVICI și ing. L. DIAN
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 622.788.669.162.12

Aprovizionarea furnalelor cu mari cantități de concentrate fine, ale căror caracteristici fizice nu permit utilizarea lor directă în procesele metalurgice, a făcut necesară introducerea și perfecționarea continuă a metodelor de preparare a materiilor prime premergătoare proceselor metalurgice (aglomerarea, peletizarea, brichetarea și reducerea directă).

Deși peletizarea minereurilor de fier este cunoscută de mult timp, această metodă s-a dezvoltat abia în ultimii 15 ani, mai ales în Canada și S.U.A. În prezent, producția mondială de pelete a ajuns la 107,5 mil. t (anul 1968).

Unul din factorii care a determinat creșterea producției de pelete și care influențează în continuare evoluția peletizării minereurilor de fier îl constituie tendința de utilizare în furnal, într-o proporție cît mai mare, a materialelor sortate la granulație corespunzătoare.

Pe lîngă considerentele menționate, peletizarea minereurilor de fier prezintă cîteva avantaje esențiale, dintre care se menționează :

— forma rotundă a peletelor, cît și uniformitatea granulometriei lor, au ca efect mărirea permeabilității încărcăturii, ceea ce face posibilă intensificarea regimului de funcționare fără a deranja mersul furnalului ;

— mărirea permeabilității are drept consecință o mai bună repartizare a gazelor în furnal, creșterea coeficientului de reducere indirectă și reducerea consumului specific de cocs ;

— conținutul de sulf al peletelor este de circa 0,01 % față de 0,10—0,15 % sulf din aglomerat ;

— consumul de căldură pentru peletizare este cu peste 50 % mai redus, iar combustibilul folosit, mult mai ieftin decît în cazul aglomerării.

Procesele care stau la baza peletizării minereurilor de fier sînt dominate de factori de natură fizică, materialul inițial nemodificîndu-și decît în unele cazuri și într-o foarte mică măsură compoziția sa chimică.

Peletizarea este un proces în urma căruia particulele fine de minereu, printr-o mișcare de rostogolire, se adună în formă de sfere, datorită unor forțe de coeziune provocate de un lichid care în cele mai multe cazuri este apa. Mărimea acestor forțe este influențată, printre altele, de compoziția chimică a minereului, granulația și forma granulelor, cantitatea de lichid și de lianți.

De obicei la peletizare se folosește minereu uscat, sub formă pulverulentă, schema procesului de formare a peletelor prezentîndu-se în figura 1.

Cînd un minereu, avînd o granulație fină, este stropit cu apă pulverizată, particulele sale se umezesc diferențiat, unele dintre ele putînd să se înconjure complet cu o peliculă subțire de apă. Între particulele intens umezite se formează punți hidraulice care mențin particulele strîns unite și care, favorizate de mișcarea de rotație, generează apariția primilor germeni de pelete (fig. 1, *a*). Prin adăugarea de apă, germenii încep să crească, coeziunea dintre particule fiind menținută datorită unor forțe căpilare (fig. 1, *b*). Pe măsură ce procesul de formare a peletelor avansează, aerul din interior este eliminat, apa umplînd toate golurile pînă la marginea peletei (fig. 1, *c*). La porii exteriori iau naștere suprafețe concave, toți porii fiind legați prin intermediul apei, astfel că întregul volum al peletei se menține sub o presiune capilară care determină adeziunea particulelor. Mai multe nuclee formate tind să se unească prin forțe de coeziune, în care caz, dispărînd forța de adeziune capilară, granulele de material sînt menținute la un loc datorită tensiunii superficiale a picăturilor de apă (fig. 1, *d*).

Cînd peletizarea începe de la minereu umed, mecanismul de formare este asemănător celui pentru minereu uscat, cu deosebirea că acesta începe de la fazele *b* sau *c*.

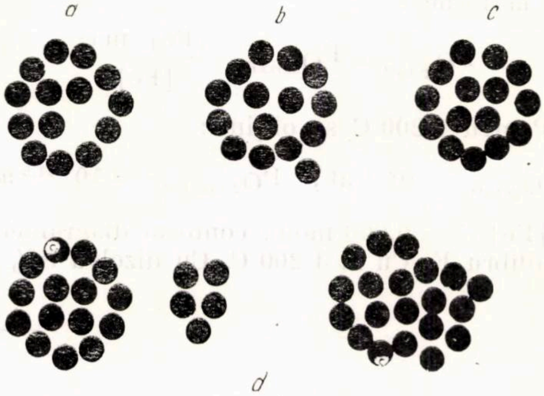


Fig. 1. Reprezentarea schematică a mecanismului de formare a peletelor crude.

Productivitatea formării peletelor este mai mare în cazul cînd se folosesc minereuri deja umede, însă rezistența la compresiune a peletelor astfel obținute este mai mică decît a celor obținute din material uscat. Aceste constatări se explică prin faptul că tensiunea superficială a lichidului folosit la peletizare joacă un rol important la formarea peletelor. Cu cît această tensiune este mai mare, cu atît forțele de legare a granulelor în pelete sînt mai puternice, respectiv rezistența la compresiune a peletei va fi mai mare.

De asemenea, diametrul granulei (granulația medie a minereului) are o importanță deosebită, rezistența la compresiune fiind cu atît mai mare, cu cît diametrul granulei de minereu *d* este mai mic. Suprafața specifică a granulelor de minereu (cm^2/g) explică mai corect însă influența pe care o are granula de minereu asupra rezistenței la compresiune, dat fiind că rezistența la compresiune variază proporțional cu această suprafață specifică.

Din practică s-a constatat că este suficient o rezistență la compresiune cuprinsă între 0,7 și 1 kgf/peletă la diametrul de 12 — 15 mm, pentru ca peletele crude să poată fi manipulate în bune condiții, în vederea durificării lor.

Durificarea peletelor, proces la care sînt supuse peletele crude în scopul creșterii rezistenței lor la compresiune, pînă la o valoare suficientă, pentru a putea fi transportate și introduse în furnal fără să se sfărîme, se face prin două metode : uscare și ardere. Durificarea prin uscare se folosește rar, ea realizîndu-se cu un liant sub formă solidă adăugat înainte de peletizare sau adăugînd lichidul de umezire. Durificarea prin ardere se deosebește fundamental de aglomerarea minereurilor de fier, cu toate că în ambele cazuri se utilizează temperaturi pînă la 1 350°C. La arderea peletelor, în interiorul fiecăreia are loc un proces de cristalizare și o schimbare de structură, ele menținîndu-și forma și după ardere.

Trebuie urmărită cu mare atenție temperatura optimă de ardere a peletelor pentru că în cazul cînd aceasta este depășită apare în interior o topitură, care provoacă proporțional formarea unei zgure sticloase, zgură care la răcire devine sfărîmicioasă.

Etapele principale ale procedeului tehnologic de peletizare a minereurilor de fier sînt prezentate în figura 2.

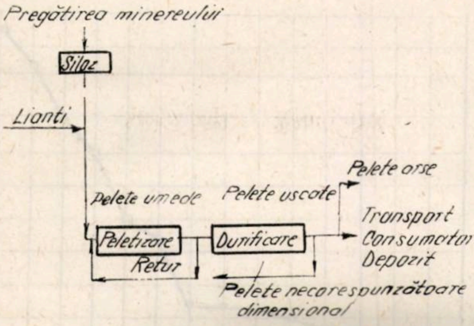


Fig. 2. Schema tehnologică pentru peletizarea minereurilor de fier.

Principala condiție pentru realizarea unei peletizări corespunzătoare este finețea minereului. În general se recomandă ca granulația minereului să fie foarte mică (circa 70% în greutate sub 0,06 mm, iar în S.U.A. și Canada, circa 80% sub 0,04 mm).

Pentru îmbunătățirea caracteristicilor fizico-mecanice ale peletelor se adaugă în amestecul de minereuri mici cantități de substanțe liante ca: bentonita (0,3 — 2%); $Ca(OH)_2$ (2 — 5%); $CaCl_2$ (0,3 — 0,5%) etc. Adaosul cel mai utilizat este bentonita. Adaosurile clorurante permit și îndepărtarea în proporții variabile, sub formă de cloruri volatile, în timpul arderii, a unor elemente însoțitoare nedorite ca, de exemplu, Cu și Pb.

În ultimul timp se folosesc tot mai des lianți bazici — $Ca(OH)_2$ și $CaCO_3$, care asigură o rezistență superioară peletelor arse, prin formarea feriților de calciu, îmbunătățind în același timp indicele de bazicitate.

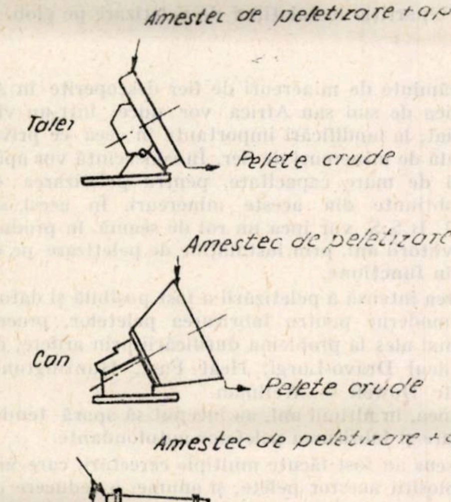

Amestec de peletizare + apă
Taler
Pelete crude
Amestec de peletizare + apă
Con
Pelete crude
Amestec de peletizare + apă
Tambur
Retur
Pelete crude

Fig. 3. Schema procedeelor pentru obținerea peletelor crude.

Cele mai răspîndite procedee pentru peletizare în practica mondială sînt: peletizarea în taler, peletizarea în tambur conic și peletizarea în tambur cilindric.

În figura 3 se prezintă schemele procedeelor pentru obținerea peletelor crude.

Peletizoarele tambur cu diametrul de 2,4 m, lungimea de 7 — 8 m și viteza periferică de 8 m/min, au o producție zilnică de 1 000 t pelete.

Peletizoarele cu taler au avantajul autosortării, prin care se obțin pelete cu dimensiuni aproape constante. Un peletizor cu diametrul talerului de 6 m poate produce 2 000 t pelete zilnic.

Datorită faptului că rezistența peletelor crude este mică și se reduce foarte mult o dată cu eliminarea umidității, pentru mărirea rezistenței este necesară arderea lor.

Procesul de durificare prin ardere a peletelor cuprinde patru faze: uscare, preîncălzire, menținere la temperatura de durificare și răcire.

Pînă în prezent, cele mai răspîndite procedee pentru arderea peletelor crude sînt: procedeul de ardere în cuptoare cu cuvă, de ardere pe bandă și procedeul de ardere pe bandă și cuptor rotativ.

Cuptorul cu cuvă are secțiunea dreptunghiulară, este căptușit cu cărămizi refractare, iar în părțile laterale este prevăzut cu două focare în care se arde păcură sau combustibil gazos (fig. 4).

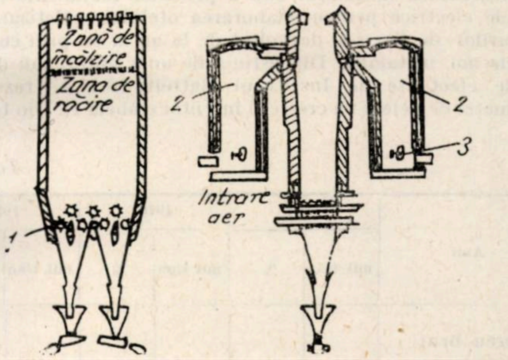


Fig. 4. Secțiune printr-un cuptor cu cuvă:
1 — cilindri dințați; *2* — cameră de combustie; *3* — arzător.

Peletele se durifică la partea superioară și se răcesc pe măsura coborîrii către partea de evacuare, unde sînt instalate valțuri cu dinți pentru desfacerea peletelor lipite în timpul arderii. Acest cuptor are o funcționare continuă și un consum de calorii minim.

Cuptoarele cu cuvă se folosesc mai mult pentru arderea peletelor obținute din magnetit deoarece căldura eliberată prin oxidarea acestuia la hematit micșorează aportul de căldură din exterior.

Banda de ardere este metalică, pe ea desfășurîndu-se toate fazele durificării; este o bandă asemănătoare cu cea de aglomerare. Marele avantaj al instalațiilor de durificare a peletelor pe bandă îl constituie faptul că stratul de pelete rămîne fix în timpul procesului și deci nu este necesară o rezistență de compresiune ridicată a peletelor crude. Ca dezavantaj, procedeul nu asigură o durificare omogenă pe toată secțiunea stratului de pelete.

Instalațiile de ardere a peletelor pe bandă s-au dezvoltat totuși cel mai mult față de celelalte procedee.

Instalații cu bandă și cuptor rotativ. Procedeul poartă numele de Grate Kiln (fig. 5), dezvoltîndu-se mai întîi în S.U.A., apoi în R. F. a Germaniei.

Conform acestui procedeu, în scopul efectuării unui control mai sigur al regimului termic, principalele faze ale procesului de ardere a peletelor se execută pe trei grupuri de mașini, care funcționează separat. Uscarea și preîncălzirea se fac pe o bandă continuă, peletele fiind preîncălzite pînă la 900 — 1 000 °C. Arderea la temperaturi de 1 200 — 1 300 °C se face într-un cuptor rotativ în care, datorită rotaţiei, rezistenţa la compresiune a peletelor se măreşte. După ardere, peletele se răcesc de obicei într-un răcitor cu cuvă sau cu vatră mobilă. Căldura peletelor arse este utilizată pentru încălzirea aerului de ardere, iar conţinutul de căldură al gazelor arse, pentru uscarea şi preîncălzirea peletelor.

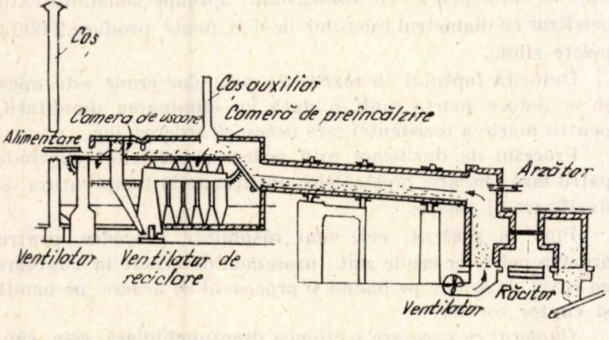


Fig. 5. Schema de principiu a procedeului Grate-Kiln.

Datorită avantajelor care rezultă din utilizarea peletelor în încărcătura furnalului sau a peletelor metalizate în cuptoarele electrice pentru elaborarea oţelului, peletizarea minereurilor de fier s-a dezvoltat de la an la an prin construirea de noi instalaţii. Din estimările unor autori sau din calculele efectuate de Institutul Battelle (S.U.A.) rezultă că producţia de pelete va creşte şi în viitor (tabela 1). Din tabela 1 reiese că comparativ cu minereul bucăţi sau aglomerat, producţia de pelete va ajunge la 162 mil. t/an în 1975, ceea ce va reprezenta circa 20 % din consumul total de minereu utilizat la furnal.

Tabela 1

Anii	1964		1970		1975	
	mil. t/an	%	mil. t/an	%	mil. t/an	%
Minereu brut (concasat sau cernut)	247,0	43,9	252,0	37,3	288,0	35,6
Aglomerat	281,4	49,8	323,5	48,0	360,0	44,4
Pelete	35,7	6,3	99,5	14,7	162,0	20,0
Total :	564,1	100,0	675,0	100,0	810,0	100,0

În figura 6 se prezintă dinamica capacităţii de peletizare care la sfîrşitul anului 1968 era de 107,49 mil. t/an.

Din tabela 2 rezultă modul de repartizare a producţiei mondiale de pelete (mil. t), în funcţie de procedeul utilizat pentru durificare, iar în figura 7 este redată repartiţia instalaţiilor de peletizare pe glob.

Tabela 2

	Cuptor cu cuvă	Cuptor cu bandă	Grate-Kiln	Alte procedee	Total
S.U.A.	14,5	16,8	15,6	2,4	49,3
Canada	1,98	18,35	1,25	—	21,58
America de Nord	16,48	35,15	16,85	2,4	70,88
Europa	2,265	2,43	—	—	4,695
Alte ţări (fără U.R.S.S.)	4,66	7,5	1,2	—	13,36
Pe glob (fără U.R.S.S.)	23,405	45,08	18,05	2,4	88,935
În construcţie (pe glob fără U.R.S.S.)	1,5	9,1	5,5	0,4	16,50

Din datele prezentate mai sus rezultă că instalaţiile de peletizare, prevăzute cu bandă pentru arderea peletelor, produc peste 50 % din producţia de pelete, iar procedeul Grate-Kiln, 20 %.

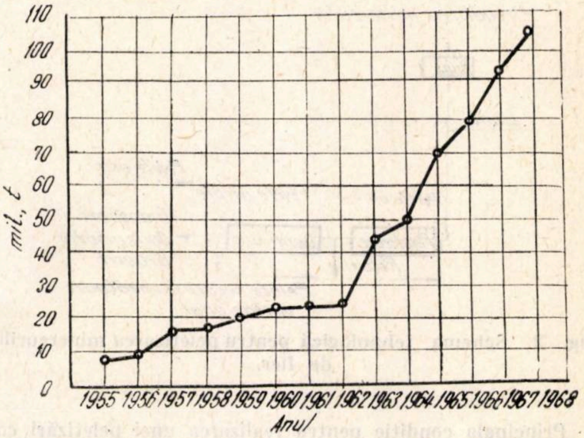


Fig. 6. Dinamica capacităţii de peletizare.

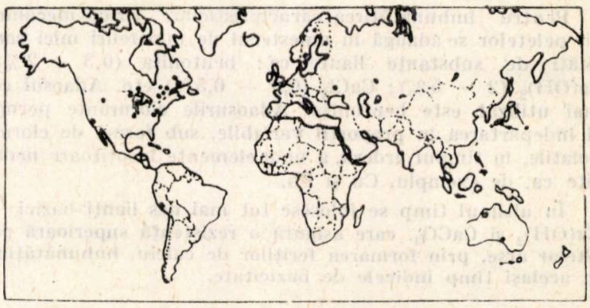


Fig. 7. Repartiţia instalaţiilor de peletizare pe glob.

Noile zăcăminte de minereuri de fier descoperite în Australia, America de sud sau Africa vor duce, într-un viitor foarte apropiat, la modificări importante în ceea ce priveşte piaţa mondială de minereuri de fier. În consecinţă vor apărea noi instalaţii de mare capacitate, pentru peletizarea concentratelor obţinute din aceste minereuri. În acest sens, Australia şi U.R.S.S. vor juca un rol de seamă în producţia de pelete în viitorii ani, prin instalaţiile de peletizare pe care le vor pune în funcţiune.

Dezvoltarea intensă a peletizării a fost posibilă şi datorită procedeelor moderne pentru fabricarea peletelor, procedee ce se referă mai ales la problema durificării prin ardere, cum ar fi : procedeul Dravo-Lurgi, Heat Fast, Huntington — Heberlein, Mc Dowell — Wellman.

De asemenea, în ultimii ani, au început să apară tendinţe noi printre care şi fabricarea peletelor autofondante.

În acest sens au fost făcute multiple cercetări, care arată avantajele folosirii acestor pelete, şi anume, o reducere considerabilă a consumului de cocs şi o creştere a productivităţii furnalului prin utilizarea mai judicioasă a volumului său util.

La durificarea peletelor autofondante trebuie însă să se menţină un control riguros al temperaturii, precum şi a celorlalţi parametri, întrucît o dată cu creşterea indicelui de bazicitate temperatura de durificare scade.

Peletele autofondante se impun totuşi mai greu fiind mai puţin rezistente şi mai pretenţioase în tratament decît peletele acide, iar pe de altă parte costul fabricaţiei peletelor bazice este mai ridicat, în special din cauza consumurilor de căldură mai mari şi a investiţiilor suplimentare necesare, ca urmare a productivităţii mici la ardere.

O altă noutate o constituie obţinerea peletelor prereduse prin procedeele de reducere directă.

În funcţie de procesul de durificare a peletelor se disting două categorii de procedee pentru producerea peletelor prereduse :

— procedee prin care se face prereducerea peletelor durificate în prealabil (Wiberg, Purofer, Midland Ross şi ICEM) ;

— procedee prin care se efectuează concomitent prereducerea şi durificarea peletelor (SL/RN, Heat Fast).

În funcţie de compoziţia chimică a minereului şi de gradul de reducere $\left(\frac{Fe_{met}}{Fe_{tot}} \times 100\right)$, peletele prereduse sînt utilizate fie direct la elaborarea oţelului în cuptoare electrice, fie în încărcătura furnalelor.

Potrivit orientării generale se tinde spre o automatizare cît mai avansată în procesele de peletizare a minereurilor de fier şi a operaţiilor adiacente ei.

Aceasta cu atît mai mult cu cît procedeele pentru obţinerea peletelor crude sau pentru durificarea acestora sînt bine cunoscute, iar parametrii lor tehnologici suficient de precis determinaţi.

Specialiştii consideră că introducerea automatizării poate fi rentabilă, în cazul în care timpul de recuperare a investiţiilor afectate pentru acest scop nu depăşeşte 2 — 3 ani.

Din cele prezentate şi ţinîndu-se seamă de granulaţia fină a concentratelor obţinute la Uzina de preparare — Teliuc şi Lueta, perspectiva utilizării cenuşilor de pirită şi a importului de concentrate fine impun acordarea unei atenţii deosebite în ceea ce priveşte analizarea posibilităţilor şi avantajelor adaptării peletizării în R. S. România.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Progrese şi tendinţe în domeniul aglomerării şi peletizării minereurilor de fier.* Studiul de sinteză, 1969.

[2] Dobrovici D., Prisecaru I. şi Banciu M. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[3] Broucraut M. şi Rochas R. Revue de Metallurgie, nr. 12, 1968, p. 835—844.

[4] Mazanek E. şi Jesienska S. Journal of the Iron and Steel Institute, v. 202, 1964, p. 310—324.

[5] Struve G. V. *Consideraţii fundamentale asupra peletizării minereurilor de fier.* Chemie-Ingineur-Tehnic, nr. 10, 1964.

[6] Tigerschiold M. *Aspectele peletizării concentratelor de minereuri de fier.* Journal eu Iron and Steel Institute, nr. 5, 1954.

[7] Bogdandy L. V. şi Engell H. *Reducerea minereurilor de fier.* Berlin, Editura Springer, 1967.

[8] * * * *Studiul posibilităţilor de peletizare a minereurilor de fier.* Studiul ICEM, 1967.

[9] * * * *Peletizarea minereurilor de fier.* Documentare metalurgică, nr. 3, 1969.

◆

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M.I.M.

CZ : 624.014 : 669—41
BERECHNUNG VON BAUTEILEN AUS KALTGEFORMTEM DÜNNWANDIGEM STAHLBLECH
(Calculul elementelor de construcţie cu pereţi subţiri din tablă de oţel prelucrată la rece)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1964, 102 p.
Bibl. M.I.M. — 3131

CZ : 669.14 : 621.785
ATLAS ZUR WÄRMEBEHANDLUNG DER STÄHLE
(Atlas privind tratamentul termic al oţelurilor)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1961
Bibl. I.P.L., U.S.P.S. Buzău

CZ : 621.771.22.001.5
BETRIEBSUNTERSUCHUNGEN AN NEUZEITLICHEN BLOCK-BRAMMEN-STRASSEN
(Cercetări uzinale asupra laminoarelor de blocuri şi brame)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1960, 71 p.
Bibl. M.I.M. — 3126

CZ : 621.771
Hoff H. şi *Dahl Th.*
GRUNDLAGEN DES WALZVERFAHRENS
(Bazele procedeului de laminare)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1955, 304 p., ed. a 2-a
Bibl. M.I.M. — 3115

CZ : 621.771.01 : 621.771.073.8
Hoff H. şi *Dahl Th.*
WALZEN UND KALIBRIEREN
(Laminarea şi calibrarea)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1954, 216 p.
Bibl. M.I.M. — 3129

CZ : 669.14 : 624.014
STAHLBAU-TABELLEN
(Tabele pentru construcţii metalice)
Zürich, Ed. Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau—Elveţia
Bibl. IPROMET

CZ : 666.76
Kamillo Konopicky
FEUERFESTE BAUSTOFFE
(Materiale refractare de construcţie)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1957, 553 p.
Bibl. M.I.M. — 3118, C.S.R.

CZ : 666.76
Jourdain A .
LA TECHNOLOGIE DES PRODUITS CERAMIQUES RÉFRACTAIRES
(Tehnologia produselor ceramice refractare)
Paris, Ed. Gauthier-Villars , 1966
Bibl. M.I.M. IPROMET

CZ : 669.1 : 543
DIE ANALYTISCHE CHEMIE IN DER ERZEUGENDEN UND VERARBEITENDEN HÜTTENINDUSTRIE
(Chimia analitică în industria metalurgică producătoare şi prelucrătoare)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1968, 391 p.
Bibl. C.S.R.

CZ : 669.1 : 543
HANDBUCH FÜR DAS EISENHÜTTENLABORATORIUM
(Manual pentru laboratorul metalurgic)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, vol. 2, 1966, 440 p.
Bibl. I.P.L.

CZ : 669.1 ; 543
HANDBUCH FÜR DAS EISENHÜTTENLABORATORIUM
(Manual pentru laboratorul metalurgic)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, vol. 4 1955, 168 p.
Bibl. I.P.L.

◆

Transportul produselor siderurgice în vrac cu ajutorul benzilor rulante acţionate cu motoare electrice lineare

Dr. ing. E. IONESCU
IPROMET

CZ 669.1 :621.867.2 : 621·313

Articolul de faţă îşi propune să trateze principiul de funcţionare a unui motor linear de inducţie, care prin caracteristicile sale electrice îl face apt pentru propulsarea benzilor rulante pentru transportul produselor siderurgice şi miniere în vrac, la distanţe mari. Se descrie, în continuare, realizarea unei benzi rulante pilot la staţia de încercări de la Grenoble — Franţa, acţionată cu motoare lineare.

Superioritatea acestui nou tip de motor faţă de motorul electric rotativ clasic constă în următoarele avantaje :

— suprimă transmisiile mecanice şi, implicit, problemele de aderenţă, care limitează aplicaţiile motorului rotativ ;

— caracterul static al acestui motor face ca cheltuielile pentru întreţinerea sa în exploatare să fie neglijabile ;

— dispariţia totală a zgomotului.

În principiu motorul linear de inducţie derivă din motorul rotativ asincron cu colivie de veveriţă care, după cum se ştie, se compune dintr-un stator şi un rotor (fig. 1). Statorul este prevăzut cu un bobinaj care creează un cîmp magnetic învîrtitor în întrefierul maşinii ; rotorul se compune dintr-o placă de fier destinată închiderii liniilor fluxului magnetic emis de stator şi dintr-o placă (colivie de veveriţă) din cupru, în care circulă curenţii induşi ; cîmpul emis de primar taie perpendicular barele rotorului în care circulă curenţi induşi, iar prin interacţiunea lor se creează forţa ,,Laplace" care se aplică la barele coliviei de veveriţă, perpendicular pe cîmpul învîrtitor şi pe curenţii induşi. Aceste forţe provoacă mişcarea de rotaţie a indusului în jurul axei sale.

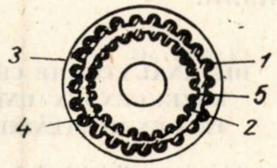


Fig. 1. Motorul rotativ de inducţie :
1 — bobinajul inductor ; 2 — barele induse ale coliviei de veveriţă ; 3 — statorul ; 4 — rotorul ; 5 — întrefierul.

Dacă, prin imaginaţie, se secţionează motorul asincron printr-un plan trecînd prin axa sa şi apoi se rabat cele două părţi ale motorului secţionat, la limită, inductorul ca şi indusul vor deveni complet plane (fig. 2), realizîndu-se astfel motorul linear de inducţie.

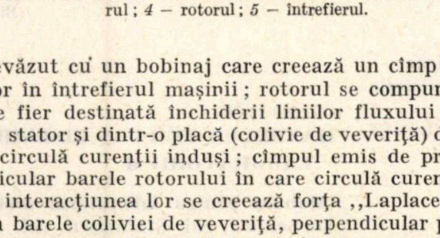


Fig. 2. Motorul linear de inducţie. Motorul linear de inducţie cu un singur rînd de inductori. Culasa este solidarizată cu placa de cupru a indusului.

Fenomenul de alunecare la motorul linear este de aceeaşi natură cu cîmpul învîrtitor al unei maşini rotative asincrone. Dacă se consideră că inductorul este fix, indusul va fi tăiat de cîmpul învîrtitor şi, în consecinţă, va tinde să anuleze variaţiile cîmpului, iar indusul se pune în mişcare pentru a încerca să micşoreze viteza relativă dintre propria sa mişcare şi alunecarea cîmpului. Indusul însă nu va putea atinge niciodată viteza cîmpului învîrtitor, urmărirea fiind zadarnică.

Invers, dacă indusul este fix, forţa de translaţie antrenează inductorul ; în orice caz, în mişcarea lor relativă, inductorul şi indusul vor trebui să păstreze între ei un întrefier, altfel atracţia magnetică ce se exercită între inductor şi chiulasă le-ar lipi unul de celălalt.

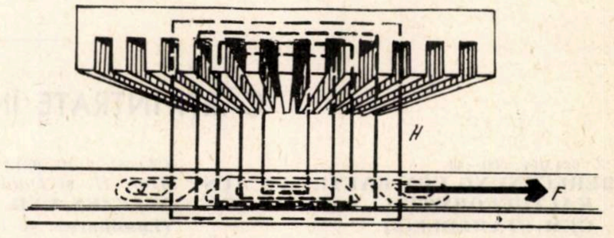


Fig. 3. Interacţiunea dintre cîmpul magnetic (liniile *H*) şi curenţii induşi (liniile *f*) care produc forţa ,,Laplace" *F*.

Figura 3 reprezintă în mod principial interacţiunea dintre cîmpul magnetic şi curenţii induşi care produc forţa ,,Laplace".

În figura 4 este reprezentat un motor linear complet, în poziţia sa normală, utilizat pentru acţionarea benzilor rulante.

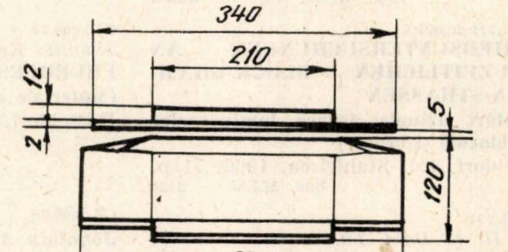


Fig. 4. Motorul linear complet, în poziţia sa normală.

Indusul se compune din două plăci lipite, una din oţel, cealaltă din cupru, iar întrefierul dintre indus şi inductor este de 5 mm.

Figura 5 indică curbele de variaţie a forţei de impuls, de randament şi de curent, în funcţie de viteza motorului. Din examinarea curbelor se trag următoarele concluzii :

— curentul absorbit de motor este sensibil constant, în funcţie de viteza sa ;

— cu toate că întrefierul adoptat este mare, randamentul global al motorului (transformarea directă a energiei electrice în energie mecanică) este de 70%;

— forţa maximă de impuls se produce la pornire;

— la viteze negative, partea mobilă a motorului se deplasează în sens opus sensului de propagare a cîmpului de alunecare. Forţa de tracţiune rămînînd sensibil constantă, are un efect puternic de frînare a părţii mobile;

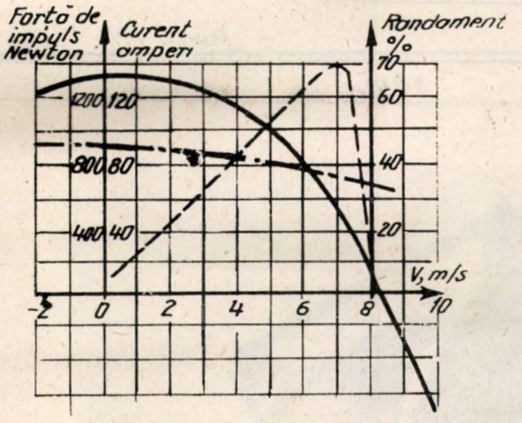


Fig. 5. Curbele de variaţie a forţei de impuls, de randament şi de curent, în funcţie de viteza motorului: ——— forţa de impuls; - - - randament; — . — curent.

— la vitezele superioare vitezei de sincronism, sensul forţei se inversează, acţionînd ca limitator de viteză;

— este posibilă frînarea prin injecţie de curent continuu în bobinajul inductorului. Această frînare, datorită curenţilor Foucault, va putea fi folosită în cazul cînd cade tensiunea alternativă de alimentare a inductorului. Toate aceste caracteristici duc la concluzia că utilizarea tipului de motor din figura 4 este indicată pentru acţionarea benzilor rulante, pentru transportul minereurilor în vrac, cu o construcţie similară cu aceea a benzii de aglomerare.

Se menţionează că motoarele de acţionare pentru transportul în comun al pasagerilor au inductorul mobil, solidarizat pe vagon, iar indusul este fixat pe linia ferată.

Pentru conveiorul rulant, dispoziţia va fi inversă, inductorul este fix, dispus de-a lungul căii de rulare, iar indusul mobil, solidarizat pe fundul cărucioarelor (fig. 6).

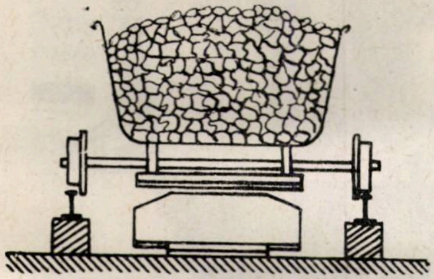


Fig. 6. Căruciorul conveiorului rulant.

Cărucioarele sînt cuplate între ele, formînd un tren, ansamblul constituind astfel banda rulantă de transport.

Dacă se presupune că lungimea unui astfel de conveior este de 100 m pentru asigurarea propulsiei fără locomotivă a conveiorului va trebui să se instaleze de-a lungul căii de rulare cîte o grupă de inductori la fiecare sută de metri.

Conveiorul o dată ajuns la capătul traseului său, cărucioarele se pot descărca automat (ca la banda de aglomerare); cărucioarele descărcate revin spre punctul de plecare, rulînd cu roţile în sus, pe o pantă de 1% de rulare spontană (fig. 7). Acest dispozitiv asigură căruciorului o bună stabilitate (centrul de greutate sub planul deplasării) şi permite cărucioarelor să revină la punctul de încărcare cu o viteză de întoarcere convenabilă.

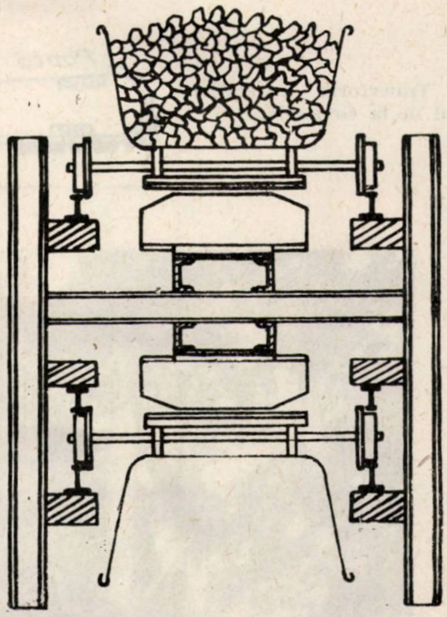


Fig. 7.

În ceea ce priveşte controlul vitezei, trebuie observat că în punctele de încărcare şi de descărcare viteza cărucioarelor este mai mică, apreciată la 1—3 m/s. Reglarea acestei viteze în punctele de încărcare şi descărcare se poate obţine cu un dispozitiv electronic cu tiristori, conform schemei de principiu prezentate în figura 8.

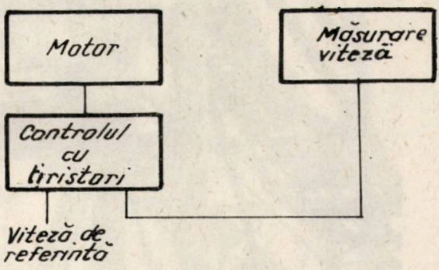


Fig. 8. Schemă pentru reglarea vitezei cărucioarelor în punctele de încărcare şi descărcare.

Pe parcursul deplasării curente, cărucioarele capătă viteze mari, pînă la 15 m/s. Reglarea vitezei pe parcurs se poate obţine intercalînd pe traseul căii de rulare „n" staţiuni motrice (inductori), dintre care (n — 1) staţiuni cu blocaj electric, astfel că alimentarea conveiorului să se facă numai de la o singură staţiune. În acest fel se poate obţine o micşorare a vitezei cărucioarelor goale, care au tendinţa de a-şi mări viteza, sincronizînd-o cu cea a cărucioarelor încărcate.

Un conveior de cărucioare încărcate cîntăreşte circa 250 kg pe metru liniar. Este necesar ca un asemenea conveior să fie cît mai lung pentru a se limita numărul staţiilor motrice fixate pe linie. Staţiile motrice fiind solicitate foarte mult, s-a ajuns la concluzia că fiecare staţie trebuie să fie dotată cu mai multe motoare (inductori). Acest sistem de transport poate asigura un debit de mai multe mii de tone pe oră de produse în vrac, pe lungimi de zeci de kilometri.

La staţia de încercare de la Grenoble s-a realizat, în 1968, o staţie experimentală de 50 m lungime, unde s-a utilizat un conveior lung de 13,50 m (fig. 9), în condiţiile cele mai grele de pantă şi de întoarceri.

Efortul cerut motoarelor de acţionare, în special la întoarcere (ridicarea de pe ramura inferioară pe cea superioară) este egal cu efortul corespunzător cerut unui conveior de 100—300 m lungime, care ar rula pe orizontală. În schimb, lungimea unui conveior lung de 100—300 m rulînd pe orizontală necesită un număr mai mare de motoare, iar indusul fiecărui cărucior va fi supus unui ciclu termic mult mai riguros. Minele de cărbuni din Franţa utilizează pe scară industrială,

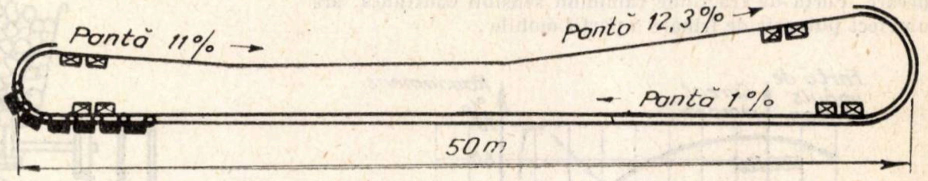


Fig. 9. Traiectoria instalaţiei pilot de la Grenoble.

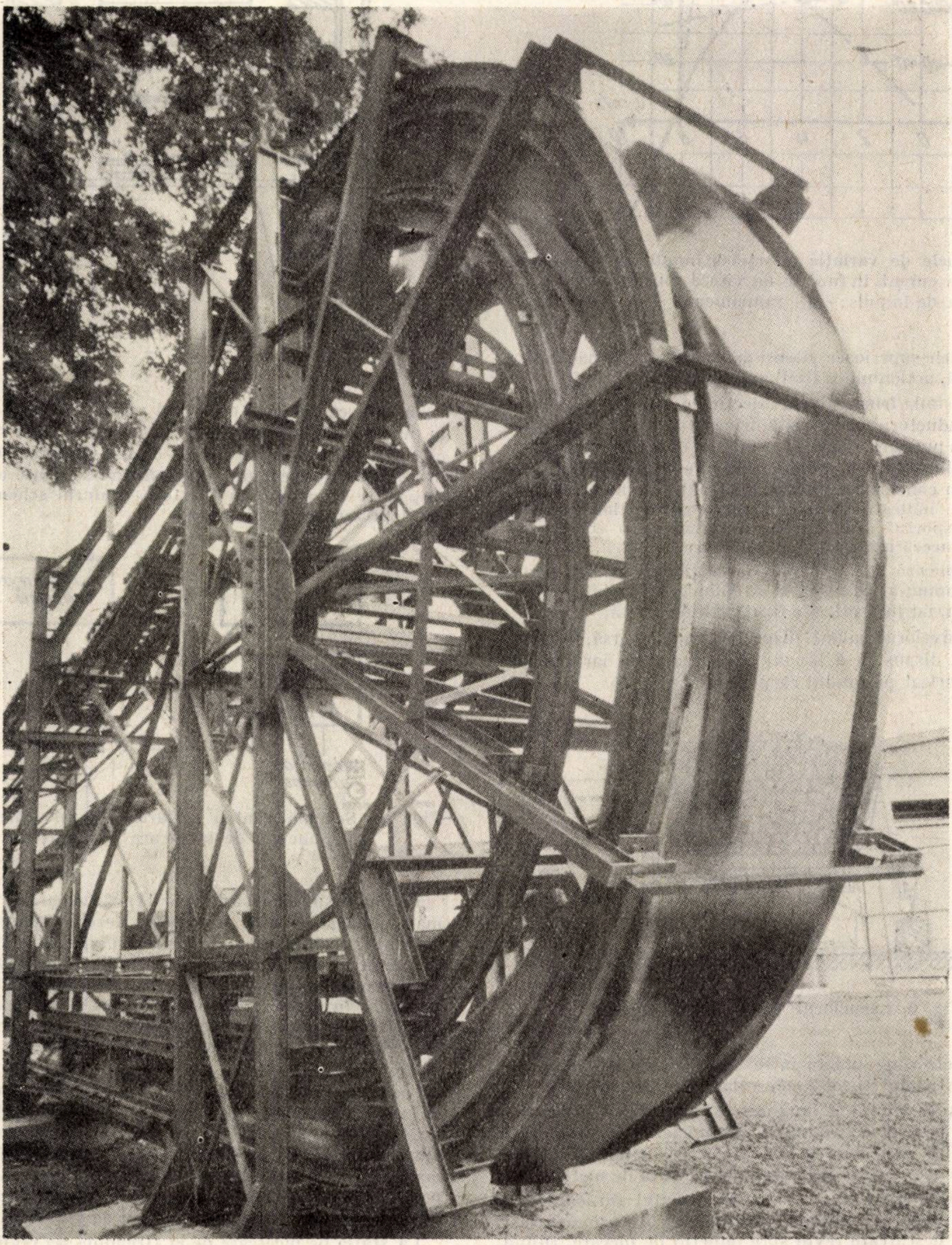


Fig. 10. Dispozitivul de întoarcere a cărucioarelor.

din 1969, acest sistem de transport pentru cărbuni, lungimea de cale fiind în medie de 4 km pentru fiecare unitate.

Dispozitivul de întoarcere a cărucioarelor, utilizat într-o astfel de instalaţie minieră de cărbuni, este redat în figura 10. Motoarele lineare utilizate sînt capsulate, etanşe la picăturile de apă, fum sau vapori chimici corozivi, prin aplicarea unui strat protector de răşină epoxy.

În concluzie se semnalează largile posibilităţi care se întrevăd prin utilizarea unei asemenea benzi rulante acţionate cu motoare lineare de inducţie pentru transportul minereurilor şi cărbunilor la distanţe mari, în special pentru Combinatele siderurgice — Galaţi, Hunedoara şi Reşiţa.

BIBLIOGRAFIE

[1] Leithwate E. R. *Linear Induction motor.* Electric Engineers, vol. 104 A, decembrie, 1957, p. 461 — 470.

[2] Garret A. *Airesearch.* Study of linear induction motor and its feasibility for high — speed ground transportation. U.S. — Department of Transportation, iunie, 1967.

[3] Poloujadoff M. şi Reyx P. *Étude théorique et expérimentale de l'influence des sections de retour sur le fonctionnement des moteurs d'induction linéaires à inducteur court.* Compte rendu de l'Academie des Sciences, vol. 263, seria B, octombrie, 1966, Paris, p. 799 — 802.

[4] Poloujadoff M. şi Sabonnadiere J. C. *Étude des courants induits dans le secondaire d'un moteur lineaire à inducteur court, alimenté par un système de courants équilibrés.* Compte rendu de l'Academie des Sciences, vol. 266, seria B, ianuarie 1968, Paris, p. 272 — —273.

[5] Poloujadoff M. *Perfectionnement à la théorie des moteurs d'induction lineaires, destinés à la traction.* Compte rendu de l'Academie des Sciences, vol. 263, seria B, august, 1969, Paris, p. 605 — 607.

[6] Rémy E. *Nouveau convoyeur à moteur lineaire pour les produits miniers.* Annales de Mines, februarie, 1969, Paris, p. 73 — 81.

[7] Pelenc J. şi Poloujadoff M. *Influence de l'entrefer sur les caractéristiques des moteurs asynchrones polyphases lineaires.* Revue générale d'électricité, noiembrie, 1966, Paris, p. 530 — 552.

[8] Rémy E. *Le moteur lineaire. Prospective et moteur lineaire.* Rémy E. şi Victorri M. *Applications du moteur lineaire.* Revue générale d'électricité, vol. 78, aprilie, 1969, Paris, p. 357 — 362.

[9] Victorri M., Rey P. şi Lorinnet I. P. *Applications du moteur d'induction lineaire à la manutention des produits en vrac.* Revue technique, Merlin Gerin, nr. 57, 1969, p. 19 — 27.

◆

Metode tehnologice moderne de fabricare a corpurilor abrazive

I. Procedeul vibropresării — metodă nouă de fasonare a corpurilor abrazive

Ing. I. NEGREA
Uzina Carbochim — Cluj

CZ 621.921 : 621.979.1

Corpurile abrazive sînt scule confecţionate din granule abrazive fixate într-o structură poroasă monolită, cu ajutorul unui liant, care are rolul de a reţine granulele numai pînă în momentul tocirii acestora [1].

Parametrii de bază care determină proprietăţile corpului abraziv sînt : forma şi dimensiunile corpului abraziv, natura materialului abraziv, granulaţia acestuia, natura liantului, duritatea şi structura. Dintre parametrii de bază ce determină proprietăţile corpului abraziv, respectiv comportarea acestuia în decursul procesului de rectificare, importanţa cea mai mare o prezintă duritatea.

Duritatea corpului abraziv se defineşte prin rezistenţa opusă de liant faţă de o forţă exterioară, ce tinde să smulgă granula abrazivă de pe suprafaţa corpului abraziv [2], [3], [4].

Duritatea corpurilor abrazive este diferită de duritatea materialului abraziv sau a liantului, ea constînd în capacitatea de a opune rezistenţă faţă de forţele ce acţionează asupra granulelor.

Duritatea corpului abraziv este determinată, pe lîngă cantitatea şi calitatea liantului (rezistenţa mecanică, fragilitatea şi elasticitatea lui), de parametrii procesului tehnologic de fabricare a corpurilor abrazive, cum ar fi forţa de presare la fasonarea corpului abraziv şi regimul de ardere al acestuia, dar şi de rugozitatea suprafeţei granulelor abrazive şi de configuraţia lor [5], [6].

În realitate, într-un corp abraziv există granule şi pori de diferite mărimi. Fiecare granulă are o suprafaţă diferită de a celeilalte ; distanţa dintre granule este de asemenea diferită. Acest mod de dispunere a granulelor implică ca şi forţa cu care sînt fixate în liant să fie diferită. Deci, corpul abraziv, marcat cu o anumită valoare a durităţii, reprezintă de fapt un conglomerat de granule, legate între ele prin forţe diferite. Acest fapt explică caracterul uzurii şi autoascuţirii corpului abraziv şi diferenţele mici existente între valorile obţinute la determinarea durităţii în mai multe puncte ale aceluiaşi corp abraziv.

Deci metoda tehnologică de fasonare a corpului abraziv trebuie să asigure obţinerea unei durităţi de maximă uniformitate.

Fasonarea corpurilor abrazive se poate face prin presarea masei abrazive în matriţe sau turnarea barbotinei abrazive în forme de ghips. Metoda presării este considerabil mai avantajoasă atît ca productivitate, cît şi ca economicitate, pentru următoarele considerente :

— metoda presării creează premise pentru mecanizarea fasonării corpurilor abrazive ;

— metoda turnării impune o perioadă de uscare îndelungată, deoarece presupune folosirea de barbotine cu o viscozitate relativ scăzută, deci cu conţinut ridicat de apă ;

— procentul de rebuturi ce se formează în cazul fasonării prin turnare este mare [8].

La presare, forţa aplicată este continuă şi acţionează dintr-o singură direcţie, propagîndu-se de la pistonul presei hidraulice în jos, ceea ce duce la amortizarea ei în straturile superioare ale corpului abraziv. Deci, rezultă o variaţie a forţei de presare în masa abrazivă supusă presării (cantitatea de liant din unitatea de volum variază direct proporţional cu variaţia forţei de presare) ceea ce duce la variaţia durităţii, respectiv la repartizarea neuniformă a durităţii în masa aceluiaşi corp abraziv [9].

Duritatea variabilă a corpului abraziv determină la uzura sa neuniformă şi apariţia unor vibraţii în decursul operaţiei de rectificare, ceea ce implicit influenţează asupra calităţii suprafeţei prelucrate, impunîndu-se şi îndreptarea mai frecventă a corpului abraziv cu dezavantaje certe de ordin economic.

O metodă corespunzătoare pentru micşorarea fluctuaţiilor de duritate o poate constitui numai aceea care asigură o propagare mai uniformă a forţei de presare în masa corpului abraziv [10]. O asemenea metodă este vibropresarea, elaborată în urma cercetărilor efectuate în cadrul uzinei Carbochim — Cluj cu sprijinul Institutului politehnic din Cluj.

Procedeul de vibropresare. Prin acţiunea vibraţiilor asupra masei abrazive (care constituie un sistem dispers) are loc o modificare a poziţiei reciproce a granulelor, ca urmare a micşorării oscilatorii în jurul poziţiei de echilibru. Această modificare dă naştere unor noi combinaţii de repartizare a granulelor, mărind probabilitatea combinaţiilor favorabile îndesării sistemului.

Caracteristicile îndesării prin vibropresare. Cercetările efectuate arată că în cazul vibrării sistemelor disperse se reduc frecările interne şi externe [11].

Frecarea internă din interiorul masei abrazive şi frecarea externă (frecarea masei abrazive de pereţii matriţei) absorb, în cazul presării fără vibrare, o cantitate apreciabilă de lucru mecanic.

Relaţia fundamentală dintre coeficientul de frecare şi greutatea specifică a masei abrazive este :

$$\mu = 1 - 0{,}198\,\gamma,$$

unde :

μ este coeficientul de frecare $\cong 0{,}65$;

γ — greutatea specifică a masei abrazive.

Dacă γ creşte, μ scade, ceea ce prezintă importanţă pentru cazul presării, cînd presiunea laterală este mare.

Datorită prezenţei componenţei orizontale a vibrării (vibraţie sinusoidală) între amestec şi pereţii laterali ai matriţei ia naştere un interstiţiu, a cărei mărime creşte pe măsura îndesării amestecului.

Efectul acţiunii vibraţiilor asupra unui sistem dispers depinde de frecvenţa vibraţiilor, respectiv de produsul $a.\nu^2/a/\mathrm{m/S}^2$, denumit ,,acceleraţia oscilaţiilor'', în care :

a reprezintă amplitudinea oscilaţiilor ;

ν — frecvenţa oscilaţiilor.

În cazul granulelor abrazive care prezintă o mare mobilitate $a\,\nu^2 = (2 - 3)\,g$, unde :

g este acceleraţia gravitaţională.

Factorul hotărîtor al acestei relaţii este frecvenţa, cu creşterea căreia creşte rapid efectul de comportare sub acţiunea vibrării. Se pot separa două etape distincte :

I. **Vibrarea fără presare.** În acest caz oscilaţiile de la generatorul de vibraţii se transmit în masa abrazivă pe o adîncime mică, amortizîndu-se rapid, datorită faptului că masa abrazivă în stare afînată are o mare porozitate, iar vibraţiile nu se pot propaga decît într-un mediu elastic.

Undele longitudinale ale vibraţiei se propagă în amestecul abraziv şi trec prin granulele amestecului şi prin porii de aer, amestecul aflîndu-se sub stări diferite din punct de vedere al îndesării, amortizîndu-se în primele straturi. Acest efect este pozitiv în cazul fasonării prin vibropresare a corpurilor abrazive, deoarece în faza I de vibrare fără presare stratul abraziv superior se uniformizează (nivelează), apărînd o suprafaţă plană, ceea ce elimină apariţia la presare a zonelor (punctelor) de durităţi mai mari datorită existenţei unei suprafeţe denivelate, la locul de aplicare a presiunii.

Propagarea în masa abrazivă a undei plane dirijate perpedicular pe peretele matriţei. Considerînd că absorbţia de energie dintr-un strat este proporţională cu energia adusă acestui strat şi grosimea stratului *dz*, se obţine (fig. 1):

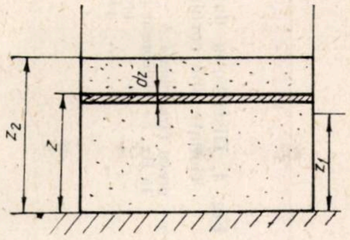


Fig. 1.

$$dE = -\alpha E\, dz,$$

unde:

α este coeficientul de amortizare în sistemul dispers;
$E = Ce^{-\alpha z}$.

Dacă se consideră două secţiuni pe linia de propagare a undelor z_1 şi z_2 de la sursa de oscilaţii,

$$E_1 = Ce^{-\alpha z_1};$$

$$E_2 = Ce^{-\alpha z_2};$$

$$\frac{E_2}{E_1} = e^{-\alpha(z_1 - z_2)}$$

Energia oscilaţiilor este proporţională cu pătratul amplitudinii:

$$\left(\frac{a_2}{a_1}\right)^2 = e^{-\alpha(z_1 - z_2)};$$

$$\frac{a_2}{a_1} = e^{\frac{\alpha}{2}(z_1 - z_2)};$$

$$\alpha > 0;\ z_2 - z_1 > 0;\ \frac{\alpha_2}{\alpha_1} < 0,$$

adică:

$$a_2 < a_1.$$

II. **Aplicarea concomitentă a vibrării şi a presiunii de presare.** Vibrarea aplicată în procesul de compactare prin presare (vibropresare) măreşte uniformitatea propagării forţei de presare. În cazul vibropresării are loc o regrupare a particulelor sub acţiunea vibraţiei pentru a forma alte combinaţii ale poziţiilor reciproce, favorabile compactării.

La compactarea prin vibropresare a masei abrazive, gradul de compactare nu mai creşte în mod practic după o vibropresare de 8—10 s, timp după care continuarea vibrării nu mai este deci utilă.

Din experienţele de vibropresare a amestecurilor umectate cu silicat de natriu a reieşit că granulele posedă o mare mobilitate, pragul curgerii sau pragul de mobilitate fiind la frecvenţa de 80—100 Hz, interval în care are loc o rapidă scădere a frecării interioare şi exterioare şi o accentuată creştere a gradului de îndesare. Presiunea specifică necesară — pentru a obţine acelaşi grad de îndesare, respectiv acelaşi grad de duritate — este mai mică la presarea prin vibropresare, decît cea necesară la presarea fără vibrare.

Variaţia presiunii specifice la presarea fără vibrare şi la vibropresare (fig. 2).

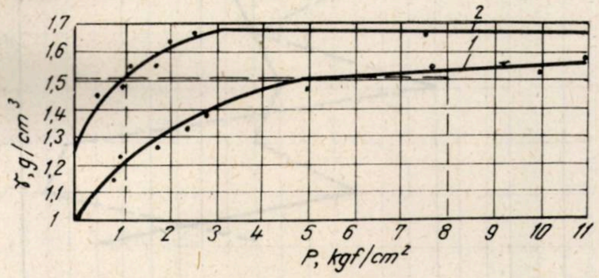


Fig. 2. Variaţia presiunii specifice la presarea fără vibrare şi la vibropresare:
1 — presare fără vibraţii; 2 — vibropresare.

Pentru obţinerea aceluiaşi grad de compactare ($\gamma = 1,5$ g/cm^3), în cazul presării fără vibrare şi în cazul vibropresării sînt necesare presiuni specifice diferite de presare. Presiunea specifică necesară în cazul vibropresării pentru obţinerea aceluiaşi grad de compactare este de 8 ori mai mică:

$$p_v = \frac{p}{k};\quad k \cong 8;\quad p_v = \frac{p}{8},\ \text{kgf/cm}^2.$$

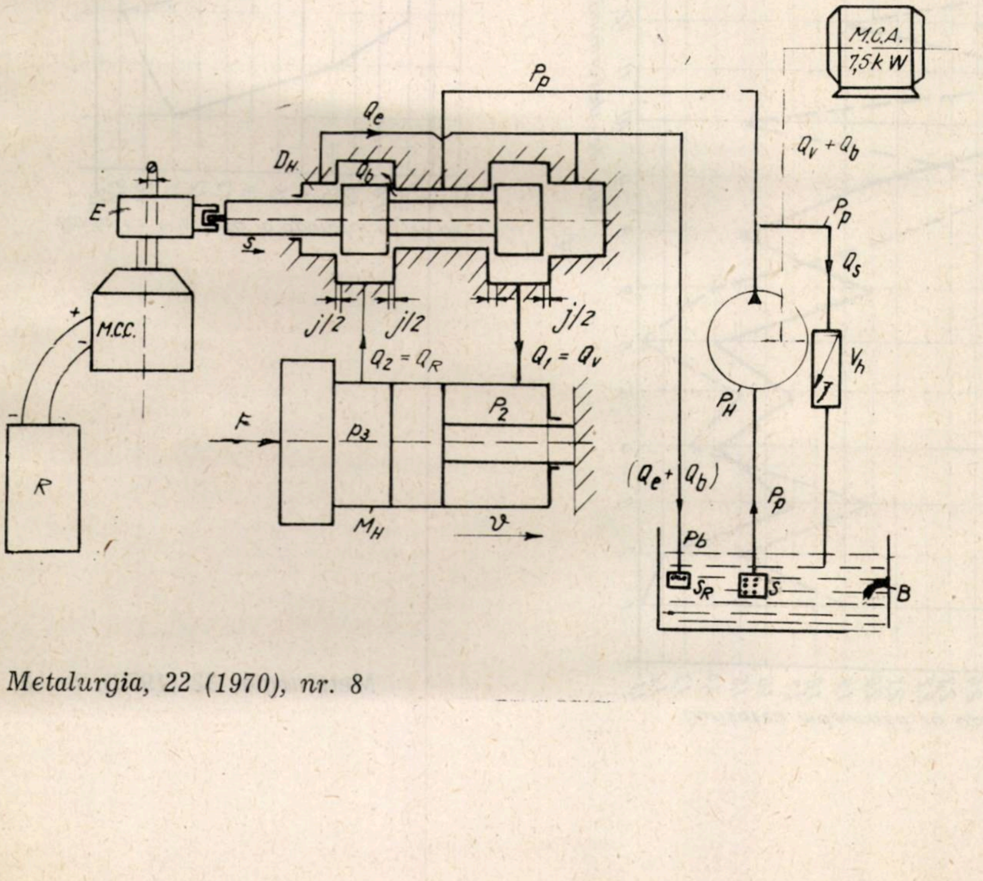


Fig. 3. Instalaţia de vibropresare.

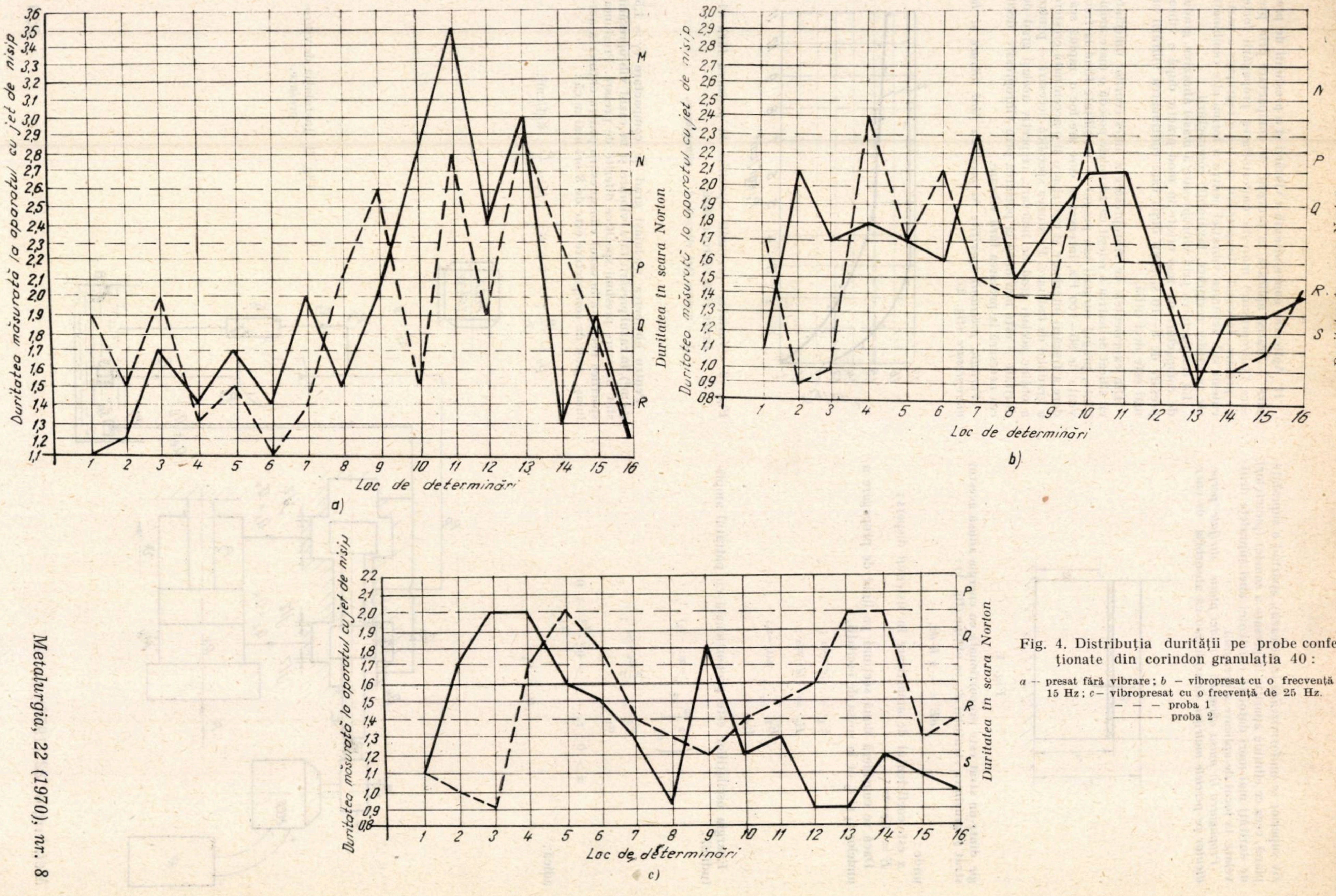


Fig. 4. Distribuția durității pe probe confecționate din corindon granulația 40:

a — presat fără vibrare; *b* — vibropresat cu o frecvență de 15 Hz; *c* — vibropresat cu o frecvență de 25 Hz.
— — — proba 1
——— proba 2

Adîncimea de pătrundere a undelor poate fi mărită prin mărirea forţei specifice de presare. O dată cu mărirea gradului de îndesare a masei abrazive aceasta trece într-o stare de tensiune elastică, care se caracterizează printr-o porozitate mică. Mărind forţa de presare specifică, durata optimă a perioadei de vibrare necesară pentru obţinerea gradului de compactare dorit se micşorează considerabil, astfel încît aplicarea vibropresării este întrutotul justificată.

Obţinerea vibraţiilor întreţinute, necesare vibropresării, se poate face pe mai multe căi: pe cale electromagnetică; pe cale pneumatică; pe cale hidraulică.

Deficienţa vibratorului electromagnetic constă în faptul că nu generează o forţă suficientă de presare. În cazul presării corpurilor abrazive de dimensiuni mari sînt necesare forţe de presare de cîteva zeci de tone (50 t).

Acţionarea pneumatică este neeconomică deoarece necesită presiuni specifice mari, respectiv instalaţii speciale.

Acţionarea hidraulică este cea mai avantajoasă şi asigură forţă mare de presare. Utilizînd pompe de presiuni mari, de 100 at, se poate asigura şi o frecvenţă ridicată, utilizînd un debit ridicat (ceea ce se poate realiza prin legarea în paralel a mai multor pompe).

Distribuţia lichidului în cele două camere a motorului hidraulic se face printr-un sertăraş (distribuitor hidraulic), acţionarea lui fiind făcută cu un excentric acţionat de un motor de curent continuu cu o turaţie reglabilă; alimentarea motorului se face prin intermediul unui redresor.

Descrierea instalaţiei de vibropresare. Instalaţia este compusă dintr-un motor hidraulic M_h, un distribuitor hidraulic D_h şi o pompă P_h acţionată de un motor trifazat de 7,5 kW (M.C.A.) (fig. 3).

Distribuitorul hidraulic este acţionat mecanic cu ajutorul unui excentric E montat pe axa unui motor de curent continuu M.C.C. Circuitul hidraulic este format dintr-o pompă cu roţi dinţate, distribuitorul hidraulic D_h, un ventil maximal V_h şi sorbul S pentru absorbţia lichidului din bazinul B, iar legătura dintre subansamblurile circuitului hidraulic se realizează cu ajutorul conductelor P şi Q. Pe conducta de evacuare este montată o supapă de reţinere S_r, care asigură o contrapresiune pe conducta de evacuare. Prin combinarea acestor două acţionări distincte (acţionarea hidraulică şi acţionarea mecanică) se pot obţine diferite regimuri de lucru.

Pompa asigură presiunea specifică necesară şi debitul necesar la frecvenţa dorită. Frecvenţa poate fi modificată cu ajutorul distribuitorului, acesta fiind acţionat de excentricul E, variaţia turaţiei motorului realizîndu-se cu ajutorul redresorului R, obţinîndu-se diferite frecvenţe de inversare a lichidului în motorul hidraulic M_h.

Pentru reglarea amplitudinii vibraţiilor se utilizează tot excentricul. Excentricul este variabil (se poate regla excentricitatea între 0 şi 5 mm), putîndu-se regla deschiderea fantei distribuitorului, astfel că la o excentricitate mare fanta deschisă va fi mai mare, lăsînd să intre mai mult lichid, iar la o excentricitate mică fanta va fi mai mică, opturînd lichidul. Timpul deschiderii fantei este acelaşi la aceeaşi turaţie a motorului de curent continuu şi al excentricităţii diferite, respectîndu-se relaţia:

$$v = a\,\nu,$$

unde:

ν este frecvenţa dată de M.C.C.;

a — amplitudinea;

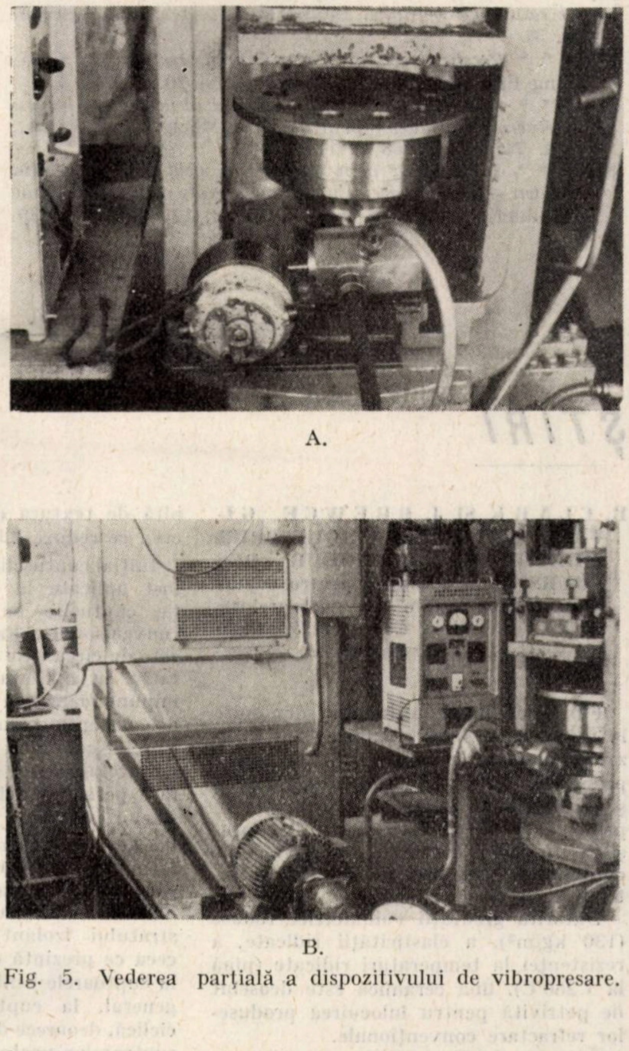
v — viteza de deplasare a pistonului.

În continuare s-a trecut la experimentarea instalaţiei elaborate, vibropresîndu-se corpuri abrazive, a căror distribuţie a durităţii s-a determinat în comparaţie cu cea a corpurilor abrazive presate fără vibrare.

Pe reprezentările grafice vibropresat se indică distribuţia durităţii pe probe confecţionate din corindon granulaţie 40, presat fără vibrare (fig. 4, *a*), vibropresat cu o frecvenţă de 15 Hz (fig. 4, *b*) şi din fig. 4 cu o frecvenţă de 25 Hz (fig. 4, *c*).

Aşa cum reiese din aceste reprezentări grafice, vibropresarea duce la mărirea considerabilă a uniformităţii durităţii, gradul de uniformitate crescînd o dată cu mărirea frecvenţei vibraţiilor.

Mărirea uniformităţii distribuţiei durităţii la acelaşi corp abraziv prezintă avantajele unei uzuri mai uniforme a corpului abraziv în decursul operaţiei de rectificare, ceea ce duce la îmbunătăţirea calităţii superficiale a piesei prelucrate, datorită micşorării vibraţiilor (excitate şi autoexcitate) ce apar în decursul rectificării (micşorînd implicit şi viteza de uzură a maşinii de rectificat); la mărirea duratei dintre două îndreptări ale corpului abraziv, ceea ce implică reducerea consumului de creioane de diamant şi scule diamantate de îndreptare, de asemenea grosimea stratului ce trebuie îndepărtat la îndreptarea corpului abraziv putînd să fie mai mică (neuniformităţile periferiei corpului abraziv fiind mai puţin accentuate), se creează economii şi prin mărirea productivităţii corpului abraziv, respectiv prin mărirea numărului de piese ce se pot prelucra cu acelaşi corp abraziv.


A.

B.

Fig. 5. Vederea parţială a dispozitivului de vibropresare.

Mărirea uniformităţii durităţii corpurilor abrazive permite îmbunătăţirea calităţii superficiale a piesei prelucrate, la aceeaşi granulaţie a corpului abraziv obţinîndu-se o fineţe superficială mai pronunţată în cazul utilizării unui corp abraziv vibropresat. Acest lucru permite utilizarea, în cazul folosirii corpurilor abrazive vibropresate, a unei granulaţii mai mari, pentru obţinerea aceleiaşi clase de fineţe superficială, ceea ce duce concomitent la mărirea productivităţii, în sensul măririi la verificare a cantităţii de material îndepărtat în unitatea de timp şi raportat la volumul de corp abraziv consumat prin uzură.

Considerentele de mai sus demonstrează eficienţa economică a utilizării metodei vibropresării la fasonarea corpurilor abrazive (în fig. 5 este redată fotografia parţială a dispozitivului).

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Relațiile geometrice, condițiile de prelucrare și abaterea de la circularitate, la rectificarea fără vîrfuri.* Industrie Anzeiger, nr. 24, 1968, p. 35 — 38.

[2] * * * *Relațiile dintre corpul abraziv, condițiile de lucru și rezultatele obținute.* Industrie Anzeiger, nr. 14, 1968, p. 31 — 34.

[3] * * * *Perspectivele prelucrării prin rectificare.* Grinding Finishing, 13 (6), 1967, p. 16 — 20.

[4] * * * *Stadiul actual al tehnologiei și al utilajului pentru prelucrarea metalelor prin așchiere.* Machinery, S.U.A., vol. 74, nr. 7, 1968, p. 117 — 132.

[5] * * * *Prelucrarea prin așchiere, o problemă în studiu pentru standardizare.* Canadian Metalworking Machine Production, Canada, vol. 31, nr. 2, 1968, p. 36 — 39.

[6] * * * *Metoda de apreciere a eficacității metodei de rectificare concomitentă.* Stanki i instrument, U.R.S.S., nr. 2, 1968.

[7] * * * *Rectificarea cu corpuri abrazive cu liant ceramic.* Macchine, Italia, nr. 1, 1968, p. 11 — 16.

[8] * * * *Randamentul exploatării corpurilor abrazive.* La Pratique des Industries Mécaniques, Franța, nr. 1, 1968, p. 3 — 9.

[9] * * * *Randamentul în procesul de rectificare.* La Pratique des Industries Mécaniques, Franța, nr. 9, 1968, p. 17—20.

[10] * * * *Prelucrabilitatea prin șlefuire a oțelurilor.* Vestnik Mașinostroienie, U.R.S.S., nr. 1, 1968, p. 70 — 72.

[11] * * * *Despre prelucrabilitatea prin rectificare a aliajelor.* Stanki i instrument, U.R.S.S., nr. 4, 1967, p. 30 — — 31.

ȘTIRI

R. CLARK ȘI J. BREWCE GIVEN. LAINE CERAMIQUE POUR L'HABILLAGE INFERIEUR DES FOURS (Lînă ceramică pentru căptușirea fețelor active ale cuptoarelor). *Babcock & Wilcox Co. Augusta, Georgia — U.S.A. — Département Refractaires.*

Fibrele de silicat de aluminiu, denumite în mod curent fibre ceramice, sînt utilizate din ce în ce mai mult, datorită proprietăților lor izolatoare, elasticității și rezistenței la temperaturi ridicate. În principal aceste fibre se folosesc la căptușirea fețelor interioare, active, ale cuptoarelor din diverse ramuri industriale.

Datorită greutății volumetrice reduse (130 kg/m^3), a elasticității ridicate, a rezistenței la temperaturi ridicate (pînă la 1 260°C), lîna ceramică este deosebit de potrivită pentru înlocuirea produselor refractare convenționale.

În general căptușeala cuptoarelor actuale este formată din cărămizi refractare, cărămizi termoizolante, mase sau betoane, care au un element comun, și anume necesită încadrarea într-o construcție metalică grea, care să preia dilatările zidăriei.

Distrugerea acestor căptușeli și zidării este determinată în principal de șocul termic sau mecanic.

În cazul utilizării lînei ceramice, dilatarea suferită de fiecare fibră este absorbită de textura ceramică în ansamblu, ceea ce reduce dilatarea practic la zero.

Inițial căptușelile din fibre ceramice au fost aplicate la cuptoare concepute să fie căptușite cu materiale refractare convenționale. Faptul că lîna ceramică este de circa șase ori mai ușoară, comparativ cu materialele refractare clasice, impune realizarea unor cuptoare și focare, de concepție nouă, adecvată utilizării fibrelor ceramice, cu utilizarea elementelor prefabricate, care pot fi manipulate fără pericolul deteriorării, la căptușirea fețelor interioare ale cuptoarelor.

Lîna ceramică are conductivitatea termică mai mică, comparativ cu aceea a căptușelilor refractare clasice (ceea ce duce la reducerea la jumătate a grosimii stratului izolant), șoc termic ridicat, ceea ce prezintă o importanță deosebită la cuptoarele utilizate în siderurgie și, în general, la cuptoarele cu funcționare ciclică, deoarece durata încălzirii și răcirii cuptoarelor poate fi accelerată, rezultînd scurtarea ciclului și reducerea consumului de combustibil.

Pentru obținerea unor durabilități cît mai mari la căptușelile refractare clasice, este necesar ca încălzirea și răcirea cuptoarelor să se facă într-un ritm lent. În cazul căptușelilor din lînă ceramică, acestea suportă mai bine variațiile de temperatură și nu prezintă semne de uzură, în unele cazuri chiar după 6 ani de funcționare.

Temperatura maximă la care pot fi utilizate fibrele ceramice este de 1 260°C; experimental această limită a fost stabilită la 1 150°C, iar o instalație funcționează timp de 2 ani la 1 040°C.

Căptușelile din lînă ceramică, în cazul unor deteriorări mecanice, pot fi reparate ușor prin decuparea zonei distruse cu foarfecă sau cu cuțitul, peste care se aplică un strat nou corespunzător.

La cuptoarele cu circulația rapidă a gazelor, deteriorarea căptușelii interioare poate fi evitată prin fixarea, pe părțile solicitate, a unor site metalice, care deviază direcția curgerii gazelor.

În prezent se fac studii pentru a ridica domeniul de utilizare la 1 370°C, ceea ce ar prezenta un interes deosebit pentru industria siderurgică, a materialelor nemetalifere etc.

Alte proiecte prevăd utilizarea fibrelor de-a doua generație cu temperaturi limită mult mai ridicate; aceste proiecte nu au fost încă traduse în practică și nici o instalație de acest gen nu a fost realizată.

Lîna ceramică sub formă de țesătură se fabrică în Anglia sub denumirea Triton Kaowol, de firma Marganite Ceramic Fibres Ltd. Neston, Wirral, Cheshire, L 64—3RE, pe baza licenței Babcock Wilcox Co.

Ing. *N. FADEI*

Aspecte social-economice ale activităţii siderurgice în împrejurimile Hunedoarei în perioada secolelor XVI – XVIII

Chim. N. CHINDLER şi ing. S. POPA
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.1. 013.5(498)

Dacă în perioada incipientă, extragerea şi prelucrarea fierului erau strîns legate de mineritul feros, în frecvente cazuri atelierele de extras şi prelucrat fier fiind amplasate în imediata apropiere a minelor, în perioada la care ne referim, cînd utilizarea energiei apelor ca forţă motrice pentru furnizare de aer cuptoarelor şi pentru punerea în mişcare a ciocanelor de foraje devine obişnuită, atelierele respective se îndepărtează de gura minelor, preferîndu-se transportarea minereului la noile ateliere, amplasate fără excepţie, pe malul rîurilor furnizoare de energie.

În lucrările [1] şi [2] s-a arătat evoluţia tehnicii metalurgice, de la apariţia ei pe meleagurile hunedorene, descriindu-se procesul tehnologic de obţinere a fierului direct din minereu şi dotarea tehnică a atelierelor de acest gen existente în regiune.

Timp de aproape trei secole, începînd cu semnalarea în documentele vremii a primelor ateliere şi pînă la intrarea în funcţiune a furnalului de la Topliţa (1750 sau 1754) nu se poate vorbi de un progres însemnat în tehnica obţinerii fierului şi a oţelului. Într-adevăr, o dată cu apariţia în regiune a fontei, apar şi noile procedee de afinare a acesteia pe vetre închise, obţinîndu-se în final fier sau oţel de calitate superioară celui obţinut direct din minereu. Unele ateliere (Baia Nouă) trec imediat la noul procedeu, altele îşi menţin vechea tehnică pînă în secolul al XX-lea, ca atelierele din Zlaşti şi din Plosca [2].

Producţia

După cum s-a arătat [2] dotarea atelierelor de extras şi prelucrat fier din împrejurimile Hunedoarei era în general aceeaşi, în marea majoritate a cazurilor producţia principală fiind barele de fier forjate, materia primă pentru fierăriile săteşti, cît şi pentru atelierele de forje feudale mai mari din oraşele Transilvaniei şi din Ţara Românească, documentele consemnînd faptul că circa trei pătrimi din producţia atelierelor hunedorene era destinată exportului în Ţara Românească ca bare de fier.

Se produceau în mod obişnuit atît fiare late de pluguri, probabil brăzdare, cît şi fiare lungi de plug. Atelierele mai produceau însă şi alte obiecte, în primul rînd uneltele necesare pentru uz propriu, diferite accesorii din fier pentru roţile hidraulice şi pentru ciocanele de forje proprii, dar şi pentru comercializare, cum erau diferitele unelte agricole, accesoriile pentru morile cerealiere, potcoavele, cuiele, obiectele de uz casnic etc.

De exemplu, uneltele şi obiectele din fier necesare curţii princiare de la Alba Iulia, cît şi domeniilor aparţinătoare, se forjau la atelierul princiar de la Baia Cerna (unelte agricole, potcoave, vase din fier şi obiecte de uz casnic). Producerea lor era considerată ca muncă suplimentară şi remunerată separat [4].

Şi la celelalte ateliere, amenajate pentru producerea barelor de fier, se găsea întotdeauna şi nicovala mică cu coarne, necesară forjării unor produse finite; şi aici producerea acestora reprezenta o activitate suplimentară, rareori cuprinsă în obligaţii, sursă de venituri suplimentare atît pentru maiştri, cît şi pentru muncitori, care primind salariul în fier, îl valorificau mult mai bine vînzîndu-l sub formă de produse finite.

Producţia săptămînală prescrisă celor cinci ateliere aparţinătoare domeniilor Castelului din Hunedoara (Plosca, Baia Nouă, Topliţa, Nădrab şi Limpert) era în 1682 de ,,un şust" şi un sfert de maje de fier de fiecare atelier şi un fier lat pentru pluguri.

,,Şustul" cuprindea 12 măji vieneze, iar o maje vieneză (centenarius) avea 100 de fonţi (1 font = 0,56 kg).

Cele cinci ateliere menţionate aveau deci obligaţia să producă în total 5 şusturi şi 125 de fonţi, adică 61 măji şi 25 de fonţi (3 440 kg) fier plus 5 bucăţi fier lat pe săptămînă.

Activitatea atelierelor nu era continuă, însumînd în mod obişnuit doar 26 săptămîni pe an (25 de săptămîni normale şi două jumătăţi de săptămînă — în săptămîna Paştelui şi în săptămîna Rusaliilor) pe de o parte din cauză că în timpul iernii, apele îngheţînd, nu se mai dispunea de forţa motrice necesară acţionării foalelor şi ciocanelor de forje, iar pe de altă parte, în perioada de vîrf a muncilor agricole, activitatea se suspenda, personalul fiind obligat să presteze muncă iobăgească pentru strînsul recoltei, pe o perioadă de opt săptămîni. Deci, la o producţie anuală normală de 26 de săptămîni pe an, obligaţia celor cinci ateliere era de a da 89 440 kg fier şi 135 bucăţi fier lat, avînd în vedere că şi în cele două săptămîni cu activitate redusă fiecare atelier era obligat să dea jumătate din producţia prescrisă şi cîte un fier lat [5].

În unele cazuri producţia prescrisă era depăşită, cantităţile produse în plus apărînd ca ,,superfluitas", iar în alte cazuri nu se realiza, minusul de producţie înregistrîndu-se ca ,,defectus".

O parte din superfluitas-ul produs se dădea muncitorilor ,,pentru osteneala lor". În realitate, producţia atelierelor era aproape dublă faţă de cea prescrisă, fierul produs în plus reprezentînd plata manoperei, a administratorilor, cît şi cotele destul de însemnate pe care atelierele erau obligate să le dea pentru plata în natură a personalului administrativ superior şi de serviciu al Castelului din Hunedoara, sub formă de ,,daruri", diferiţilor dregători ai comitatului.

Faptul că mijloacele de producţie şi tehnica extragerii nu au progresat timp îndelungat, este confirmat şi de faptul că circa 150 de ani în urmă (1516—1517) producţia atelierului ,,Nadabor" era asemănătoare, adică 13 măji pe săptămînă [6].

În prima jumătate a secolului al XVIII-lea, producţia creşte sensibil prin deschiderea de noi ateliere [2] şi datorită faptului că aceste ateliere au cel puţin două cuptoare spre deosebire de secolul anterior cînd erau dotate cu un singur cuptor pentru extragerea fierului din minereu (atelierul Baia Cerna, în anul 1688). Cantitativ, în această perioadă, producţia pe atelier era aproximativ aceeaşi ca şi în secolul anterior [6].

Scrisoarea urbarială din 1754 menţionează ca existente, în împrejurimile Hunedoarei, 11 ateliere cărora minereul necesar le era furnizat de mina Ghelar; în anul 1778 erau în funcţiune 13 ateliere cu 26 de cuptoare în care s-au produs 18 537 măji şi 1 1/2 fonţi bare de fier forjate (1 039 t) din

90 646 măji (5 076 t) minereu de fier. Modernizîndu-se cuptoarele, în anul următor aceeaşi cantitate de bare s-a realizat doar din 54 220 măji de minereu. Rezultă o producţie de circa 80 t bare late anual, de fiecare atelier, deci o cantitate de aproape cinci ori mai mare decît era cu o jumătate de secol înainte [7].

Acest fapt nu poate fi explicat decît prin aceea că se includeau în producţie şi cantităţile de fier produse anterior pentru plata personalului şi pentru plata în natură a diverşilor ,,dregători''; din 1725 atelierele erau proprietate de stat; ritmul de muncă s-a intensificat şi el lucrîndu-se un număr sporit de săptămîni, probabil şi noaptea.

Faptul că unele ateliere abandonează procedeul de extragere direct din minereu, trecînd la afinarea fontei pe vetre închise, nu justifică sporul de producţie. Într-adevăr, producţia realizată cu noul procedeu nu depăşea cea realizată anterior, cu toate că investiţiile erau de 8—10 ori mai mari (incluzînd şi furnalul), iar consumul de mangal era cu 35—40% mai mare.

Nici condiţiile de muncă nu erau mai uşoare, nici volumul de muncă, raportat la tona de lupe produse, nu era mai mic. Doar consumul de minereu era redus cu circa 15%. Totuşi vetrele închise de afinare a fontei s-au impus deoarece permiteau transformarea fontei în oţel, deci obţinerea unor produse de calitate superioară, şi s-au menţinut atît timp cît nu s-au descoperit procedee mai economice pentru realizarea lor [8].

Activităţi auxiliare proceselor de producţie

Ponderea cea mai mare în preţul de cost al fierului o reprezenta mangalul. Din documente rezultă că fiecare atelier consuma săptămînal între 120 şi 150 poveri de mangal. Potrivit instrucţiunilor pentru atelierul Cerna (Baia Cerna), o povară de mangal trebuia să se obţină dintr-un stînjen [9], adică din aproximativ 4 metri-steri de lemne. Consmul anual de lemne, pentru 26 săptămîni de funcţionare a 5 ateliere ale domeniilor Castelului, totaliza 15 600—19 500 stînjeni, adică—62 400—78 000 metri-steri, deci o cantitate foarte mare, chiar pentru bogatele resurse de lemne ale împrejurimilor Hunedoarei, care încep să se epuizeze [10].

Pentru confecţionarea foalelor, servind pentru insuflarea în cuptoare a aerului, măcelarii din Hunedoara care arendau şi măcelăria Castelului erau obligaţi să dea anual opt piei de bou şi 400 fonţi de seu, care servea pentru ungerea foalelor pentru a le menţine elastice, cît şi pentru confecţionarea luminărilor cu care se ilumina în ateliere şi în mine. În contul acestei obligaţii, măcelarilor li se acordau credite în fier, pe care îl valorificau.

În frecvente cazuri în documente apar cumpărări de piei, seu sau untură — resursele domeniului neacoperind necesităţile.

Astfel în anul 1668 se consemnează ca date pentru construirea de foale, şei, căpestre şi chingi pentru cai, cinci piei de cal şi una de vacă, iar în 1685, 24 piei de bou, trei de vacă şi 16 de cal, toate cumpărate. În 1694 se notifică faptul că s-a dat curelarilor o găleată de tărîţe pentru argăsitul pieilor necesare atelierelor.

Transportul minereului de la mină la ateliere, al mangalului de la locul de producţie la ateliere, a altor materiale necesare procesului de producţie, cît şi transportul produselor atelierelor la depozitul de fier al castelului se făcea cu ajutorul cailor.

Ca de altfel întregul inventar, şi caii aparţineau stăpînului feudal, respectiv, după 1725, statului. De obicei, caii se cumpărau, un atelier fiind deservit de 12—13 cai.

Din inventarele şi scrisorile urbariale consultate, anexă la [5] şi [7] reiese exploatarea cailor pînă la istovire; majoritatea erau bătrîni, şchiopi sau orbi. În anul 1685 se înregistrează 14 cai morţi la ateliere în cursul anului şi cumpărarea a 20 de cai pentru înlocuirea lor. De asemenea, echipamentul lor apare foarte uzat şi rău întreţinut. În documente apar înregistrate deseori cantităţi de ovăz, fîn sau porumb pentru hrana cailor, piei pentru echipamentul lor (şei, hamuri), pînză de pus sub şa, fier pentru potcoave, cît şi prescripţii privind cantităţile de furaje stabilite a se da zilnic cailor.

Pînza din care se făceau pernele ce se puneau sub şa (o pernă se confecţiona din şapte coţi de pînză) şi acoperămîntul pentru corfele de cărbuni se făceau din cînepă, semănată anume pentru acest scop de Domeniu (cu muncă iobăgească) şi prelucrată, inclusiv ţesutul de femeile iobagilor, drept slujbă iobăgească.

În unele cazuri, cînd pe Domeniu nu se producea pînză suficientă se cumpăra din altă parte.

Corfele servind pentru transportul pe cai al minereului, a mangalului sau a fierului, se confecţionau tot de către iobagi.

Atelierele reclamau de asemenea cantităţi importante de lemn, în special sub formă de scînduri şi grinzi, necesare întreţinerii şi refacerii jgheaburilor de aducţie a apei, a roţilor hidraulice şi a şoproanelor ce adăposteau atelierele şi anexele lor.

Lemnul necesar era luat din pădurile Domeniului, care avea în permanenţă un număr oarecare de dulgheri iobagi din satele aparţinătoare, ocupaţi numai cu produsul scîndurii şi al grinzilor.

Pentru muncile de construcţie şi reconstrucţie a cuptoarelor, pentru diferite reparaţii, uneori se şi plătea [4].

Forţe şi relaţii de producţie

Proprietarul şi exploatatorul atelierelor de extras şi prelucrat fierul era stăpînul feudal, împuternicit în acest sens de principele domnitor sau de către rege, iar după 1725, de fiscul austriac, adică de stat.

Atelierele cu pronunţat caracter de manufacturi feudale utilizau în principal, forţă de muncă iobagă, dar şi salariată. Într-adevăr, atelierele de extras şi prelucrat fier fiind o resursă foarte importantă de venituri pentru stăpînul feudal, acesta căuta să cointereseze personalul atelierelor în obţinerea unor producţii cît mai ridicate, dîndu-i posibilitatea să realizeze venituri mai mari decît iobagii utilizaţi în alte domenii de activitate.

Producătorii direcţi ai fierului erau ţăranii români iobagi, locuitori ai ,,Ţinutului Pădurenilor'', a satelor aşezate în apropierea minelor şi atelierelor. Harta [2] delimitează acest ,,ţinut'', care era denumit ,,Districtul Pădurenilor'' (Districtus Erdöhátság) [12].

Ocupaţia principală a ,,pădurenilor'' este agricultura şi creşterea vitelor, dar pentru completarea resurselor de trai ei lucrează şi în minele de fier de la Ghelar şi Teliuc, în noua uzină de preparare a minereurilor de la Teliuc, în Combinatul siderurgic, în întreprinderi forestiere, de explorări miniere etc.

Documentele vremii redau în cazuri frecvente numele muncitorilor utilizaţi în diferite ateliere. De notat că, cu foarte mici excepţii, aceleaşi nume se regăsesc cercetînd tabelele de personal ale minelor sau ale Combinatului siderurgic. Există numeroase familii care de multe generaţii lucrează din tată în fiu în aceste întreprinderi, perpetuînd o tradiţie siderurgică multimilenară.

În anul 1681—1682 Domeniile Hunedoarei cuprindeau două tîrguri (Hunedoara şi Haţegul) şi 31 de sate, din care 23 ale pădurenilor. Ele erau administrate de un ,,pîrcălab al pădurenilor'' care se pare că era urmaşul vechilor cneji, scutit de dări şi de obligaţii iobăgeşti, deci un mic nobil. Cu timpul apare însă ca un slujbaş domenial, numit şi revocat de stăpîn. Pe lîngă pădurenii de baştină, în satele pădureneşti s-au stabilit şi munteni, veniţi din Ţara Românească.

Satele pădurenilor, sate iobăgeşti ca şi celelalte aşezări ale Domeniului, aveau obligaţii diferite de ale altor sate; în obligaţiile iobăgeşti intrau mineritul, exploatarea atelierelor, tăiatul lemnelor, producerea mangalului, întreţinerea atelierelor etc.

Exceptînd ,,nobilii locali'' (cel mult trei capi de familie), locuitorii satelor erau fie libertini sau jeleri (iobagi eliberaţi de obligaţiile iobăgeşti fiind obligaţi în schimb la serviciul militar sau la alte servicii faţă de stăpîn), fie iobagi, categorie ce forma marea majoritate.

Scrisoarea urbarială din 1681—1682 [4] precizează că în satele Domeniului trăiau 120 iobagi slujitori ai Domeniului, capi de familie, 20 jeleri capi de familie, 131 iobagi capi de familie, convieţuind cu alţii, nouă iobagi dulgheri, şapte văduve de iobagi, cinci juzi săteşti, un crîşmar, 18 muncitori la atelierele de extras şi prelucrat fier şi doi cerşetori.

Deci forța de muncă era furnizată de satele Domeniului și în covîrșitoarea majoritate de către iobagi, dintre care se recrutau toți muncitorii ocupați cu producerea fierului, de la administrator și maiștri pînă la oamenii de serviciu, de obicei țigani. Rar sînt amintiți și ,,străini'' în sensul de oameni provenind din afara Domeniului. Este probabil [13] ca pentru îmbunătățirea proceselor de producție, uneori să fi fost aduși specialiști din altă parte. Este însă de remarcat că prin menținerea tradiției siderurgice existente, prin perfecționarea proceselor de producție, pădurenii băștinași au devenit mari meșteri în extragerea fierului din minereuri, în prelucrarea lui, în construirea și întreținerea atelierelor, ei executînd cu pricepere toate muncile, de la cele mai simple la cele mai complicate.

Personalul unui atelier se compunea în mod obișnuit din circa 30 de muncitori (între 29 și 33), inclusiv șeful de atelier, numit administrator, cuprinzînd toate activitățile necesare procesului de producție, de la extragerea minereului și pregătirea mangalului la întreținerea și refacerea cuptoarelor.

Conform unui inventar — descriere a atelierelor din anul 1700 [14] — se redă în tabela 1 încadrarea cu personal a celor cinci ateliere aparținînd Domeniilor Castelului.

Tabela 1

	Atelierul				
	Plosca	Limpert	Nădrab	Toplița	Baia Nouă
Administrator	1	1	1	1	1
Maistru topitor	1	1	1	1	1
Topitori	4	4	4	4	4
Forjori	5	5	5	5	5
Purtători	3	3	3	3	2
Mineri	1	1	1	1	1
Bocșeri	12	16	12	12	13
Servitori țigani	6	2	4	2	3
Total	33	33	31	29	30

Se observă specializarea personalului pe activități specifice, sub conducerea și coordonarea ,,administratorului''. Desigur și activitatea de întreținere și reparații revenea tot personalului existent, exceptînd lucrările de dulgherie și alte lucrări care necesitau o calificare deosebită, cum ar fi confecționarea foalelor de insuflat aerul sau chiar reconstrucția cuptoarelor, pentru care în unele cazuri apar în documente diferite plăți efectuate în fier din ordinul stăpînului feudal.

Întreaga activitate legată de funcționarea atelierelor se desfășura în contul obligațiilor iobăgești. Iobagul era obligat să muncească pentru stăpîn ; unele munci erau plătite, iar altele nu.

În general muncile grele, aducătoare de venituri directe stăpînului, cum erau extragerea minereului și căratul lui, extragerea fierului din minereu, forjarea în bare, forjarea de unelte în unele cazuri și unele lucrări de refacere a utilajelor se plăteau ; altele, ca lucrările de întreținere a roților hidraulice și a jgheaburilor de aducție a apei, tăiatul lemnelor și căratul lor la locurile de producere a mangalului, cultivarea și recoltarea ovăzului și cositul fînului necesar pentru hrana cailor, cultivarea cînepei și prelucrarea ei, inclusiv țesutul pînzei necesare pentru șeile cailor, erau gratuite, prestate în contul obligațiilor iobăgești.

Munca iobagilor devine mai istovitoare în pragul secolului al XVIII-lea, cînd atelierele Domeniului sînt arendate de arendași de obicei greci, care căutau să-și sporească cîștigurile prin intensificarea proceselor de producție, mărirea timpului de lucru al iobagilor și sustragerea lor de la muncile ce trebuiau să le presteze în folosul Domeniului. De aici numeroase conflicte între iobagi, arendași și administrația Domeniilor, avînd drept rezultat revenirea atelierelor în administrația princiară. Dar arendașii au introdus și anumite îmbunătățiri în procesul de producție, și în sistemul de salarizare îmbunătățiri care au fost menționate și după reluarea atelierelor de către Domenii, iar după 1725, de către stat.

Este vorba în primul rînd de convertirea totală sau parțială a salariului, primit în fier de către personal, în bani, și acordarea unor stimulente muncitorilor, tot în bani, în caz de ,,superfluitas'', adică de depășirea sarcinilor de producție prescrise. În felul acesta se trece treptat de la salarizarea în natură la salarizarea în bani. Se plătesc în bani și muncile auxiliare care în trecut reprezentau obligații iobăgești, neplătite. Apare, ca urmare, proletariatul industrial care nu are alte surse de trai decît munca în mine și ateliere și care va începe lupta pentru obținerea de condiții mai omenești de muncă și o salarizare corespunzătoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Chindler N. și Popa S. *Contribuții la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei.* Metalurgia 21, nr. 5, 1969, p. 309—313.

[2] Cbindler N. și Popa S. *Contribuții la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei*, II. Metalurgia 21,nr. 9, 1969.

[3] Schilling R. *Sargetia.* 1968, p. 218—219.

[4] *Beka* A. *Az erdélyi Káptalan levéltára Gyulafehárvărt.* Budapesta, 1889.

[5] * * * *Urbarium seu nova connumeratio universorum bonorum ad arcem Vajda Huniadiensem pertinentium* (1681/82). Manuscris în limba maghiară, Arhivele statului, Cluj.

[6] Prodan D. *Producția fierului pe domeniul Hunedoarei în secolul al XVII-lea.* Anuarul Institutului de istorie din Cluj, I—II, 1958—1959, p. 74—97. p. 145—146.

[7] Verees E. *Hunyadmegye bányászatának multja. A hunyadmegyei tört, es rég. társulat évkönyve*, XX, 1910, p. 145—146.

[8] Rău A. *Elaborarea oțelurilor.* București, 1963, Ed. tehnică, p. 32.

[9] * * * *Magyar Gasdaságtörténelmi Szemle*, IV, 1897, p. 126.

[10] Prodan, D. Art. citat, p. 45.

[11] Prodan, D. Art. citat, p. 50.

[12] Prodan, D. Art. citat, anexa II, p. 111.

[13] Prodan, D. Art. citat, p. 105.

[14] Prodan, D. Art. citat, anexa III, p. 115.

◆

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

V/K TECHSNABEXPORT exportă:

Indicatorul de nivel aservit cu mai multe canale URMS-2

— pentru măsurarea automată continuă, pentru semnalizarea înălțimii nivelului de umplere a șarjei la furnal și pentru comanda automată a încărcării

— efectuează măsurările după patru direcții fără contact cu mediul controlat și fără pătrundere în interiorul furnalului

Caracteristici principale

Sursa de radiații . . . . **cobalt—60**

Gama de măsurare a nivelului încărcăturii:

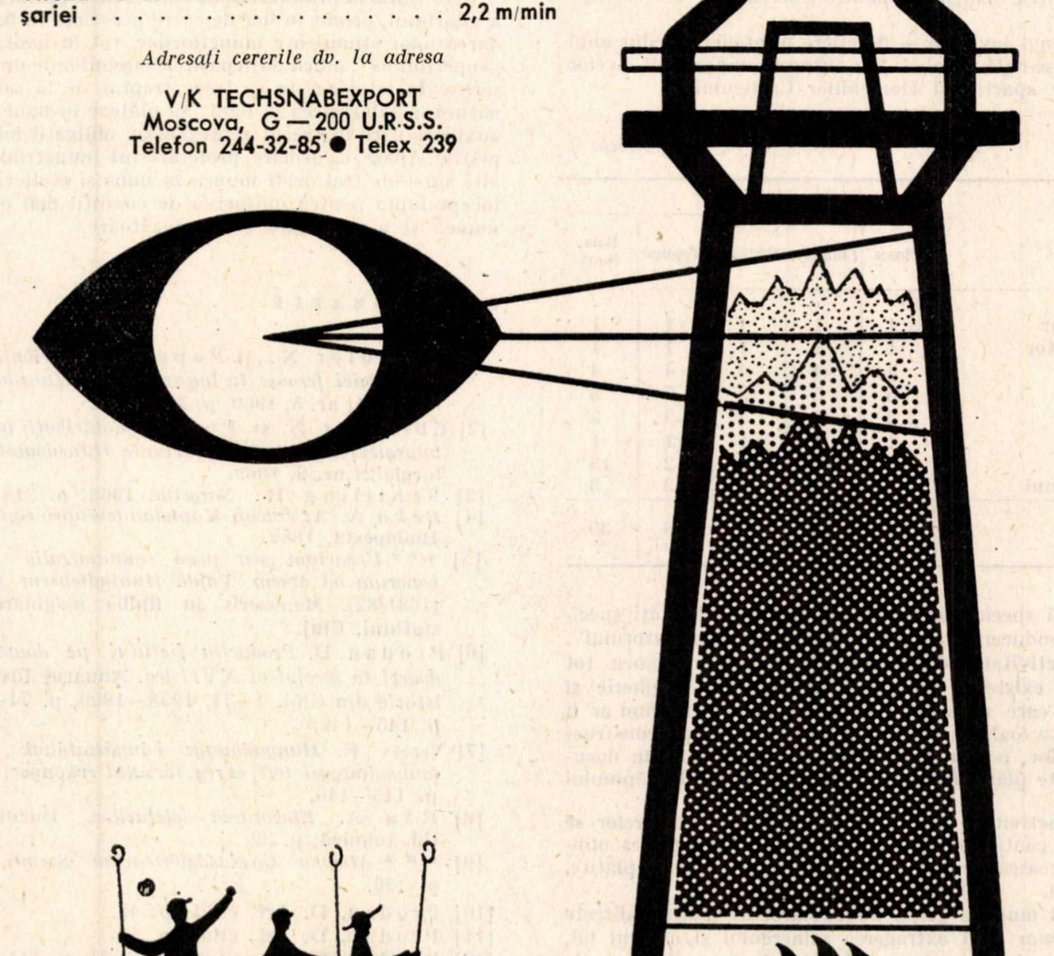
— principal . . . . **0 — 4 m**

— la comandă specială . . . . **0 — 3 m**

Viteza de control aservită nivelului șarjei . . . . **2,2 m/min**

Adresați cererile dv. la adresa

V/K TECHSNABEXPORT
Moscova, G — 200 U.R.S.S.
Telefon 244-32-85 ● Telex 239



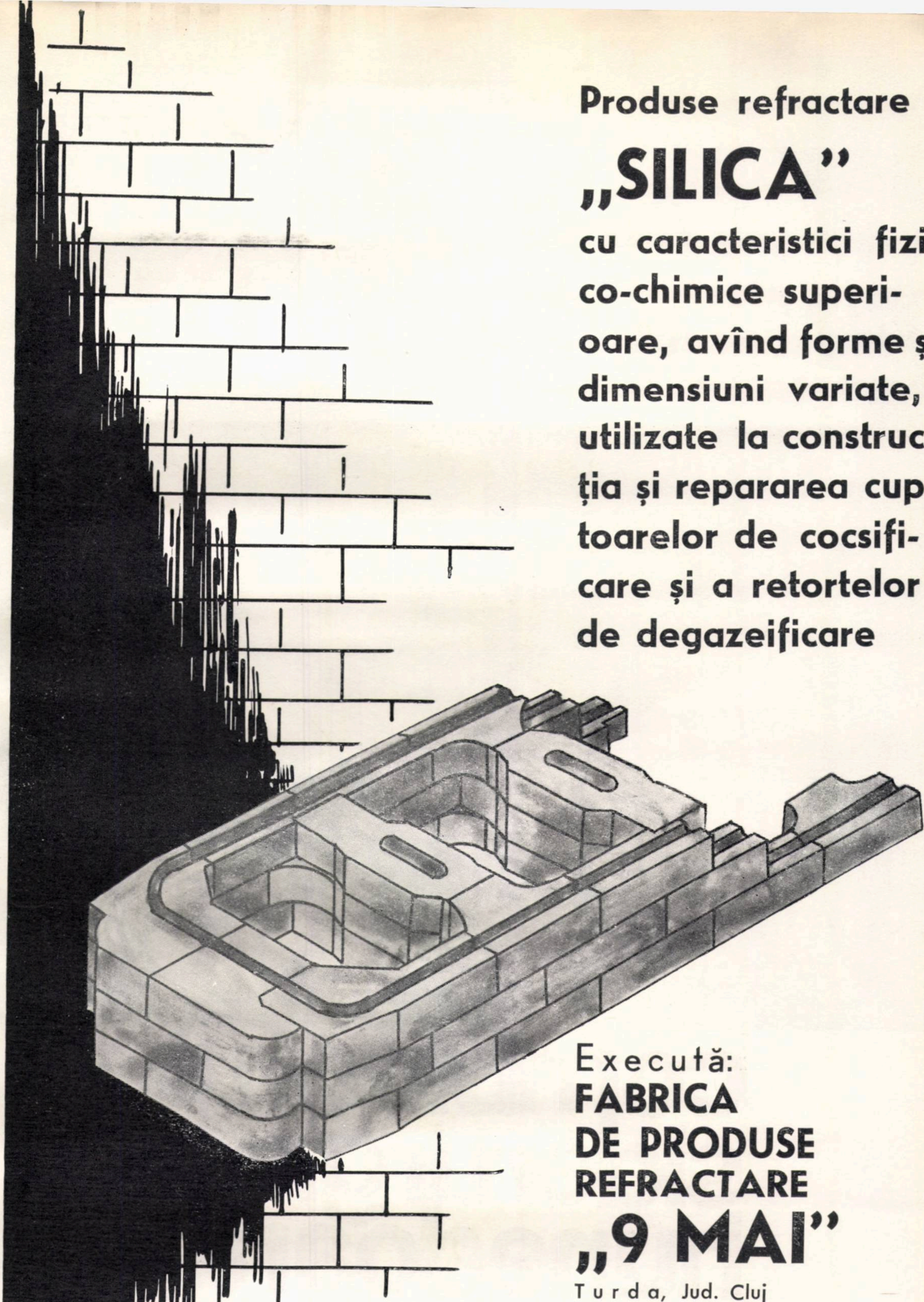
TS

USSR · MOSCOW

Tech
snab
ex
port

Publicom

1969



Produse refractare

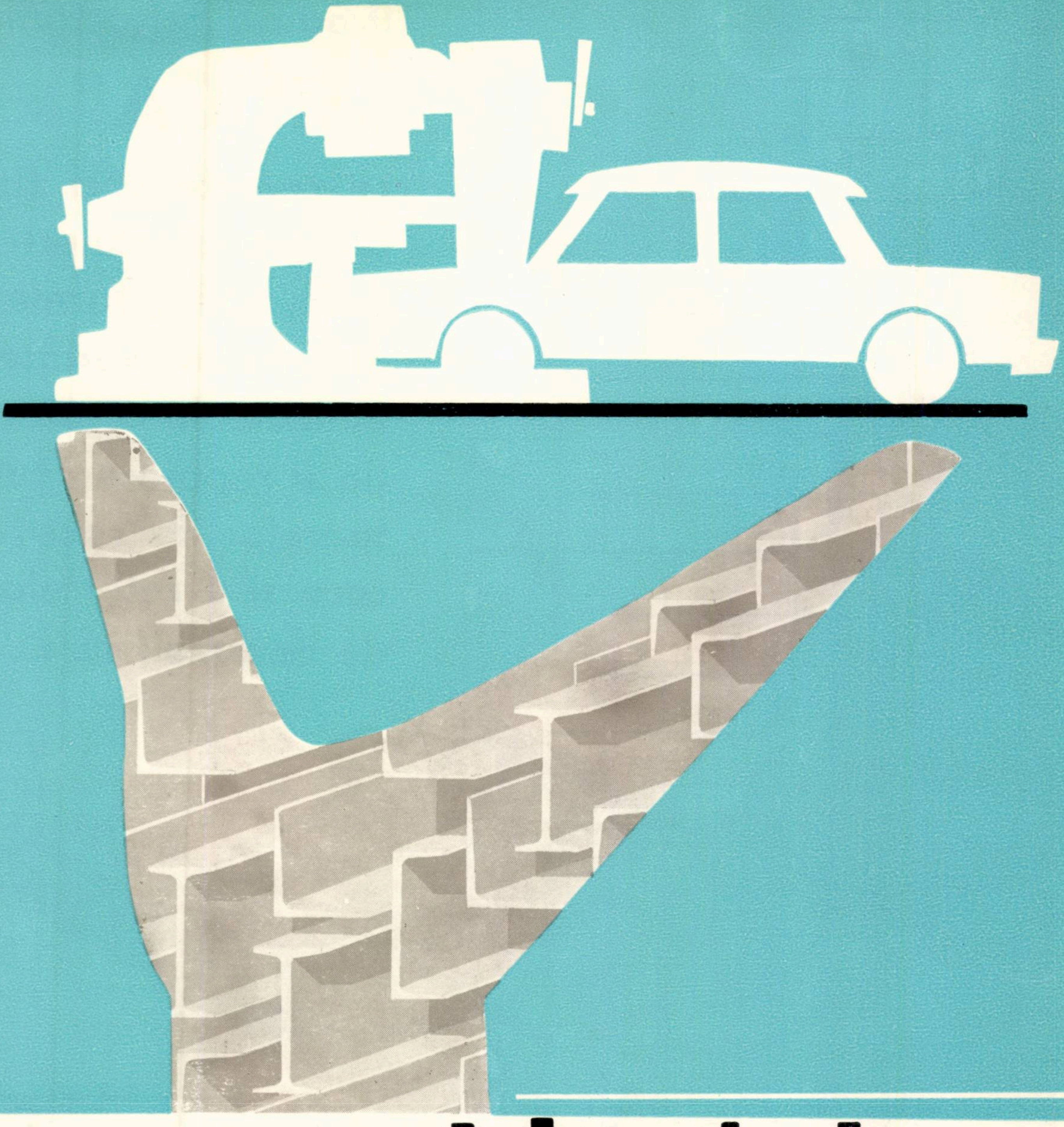
„SILICA"

cu caracteristici fizico-chimice superioare, avînd forme și dimensiuni variate, utilizate la construcția și repararea cuptoarelor de cocsificare și a retortelor de degazeificare

Execută:

FABRICA
DE PRODUSE
REFRACTARE
„9 MAI"

Turda, Jud. Cluj
Str. Armata roșie nr. 35
Telefon 1450



combinatul siderurgic hunedoara

vă oferă
Laminate din oţel pentru construcţia de maşini

Combinatul siderurgic Hunedoara
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telefon: 1075—1077—1450—2533—2934
Telex: 03 24 11

laminate din oțel

CENTRUL DE DOCUMENTARE ȘI PUBLICAȚII TEHNICE AL INDUSTRIEI METALURGICE pune la îndemîna celor interesați lucrări de informare și documentare în metalurgie

DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru cadrele de conducere		Buletinul tratează noutăți tehnice și de organizare, conducere, planificare și eficiență economică în industria metalurgică, semnalînd totodată noutăți din literatura străină de specialitate în probleme de importanță deosebită pentru cadrele de conducere
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru industria siderurgică (cocserie, furnale, oțelărie, laminoare, metalurgie fizică, tratamente termice, control tehnic, laboratoare) și pentru industria materialelor refractare, abrazive, cărbunoase		Buletinul conține sinteze documentare, rezumate ample ale celor mai interesante articole și știri, selecționate din literatura tehnică de specialitate, privind probleme tehnico-științifice și de dezvoltare, tehnologii, produse noi, utilaje, prezentări ale rapoartelor tehnice de deplasări în străinătate, ale materialelor obținute de la diferite congrese, conferințe și simpozioane internaționale de specialitate
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru tehnicieni și maiștri		Buletinul pune la îndemîna tehnicienilor și maiștrilor, precum și a muncitorilor de înaltă calificare, traduceri de articole din reviste de specialitate și cărți tehnice, privind probleme de tehnologie, exploatare și întreținere a utilajelor, organizarea locului de muncă, diferite date folositoare în producție, mecanizări. Buletinul apare în 6 serii de specialitate (cocsari, furnaliști, oțelari, laminatori, refractariști, abraziviști)
INFORMARE PE TEME (la cererea uzinelor)	Semnalări bibliografice	Pe baza temelor date de beneficiar se semnalează periodic (la 2—4 săptămîni) toate articolele de reviste, cărțile tehnice, standardele, brevetele de invenție, cataloagele și prospectele tehnice și alte materiale documentare tratînd temele respective. Semnalarea se face sub formă de fișe bibliografice și se asigură pe bază de abonamente.
	Culegeri de material documentar	Pentru temele la care uzinele se abonează, Centrul de documentare se obligă să pună la dispoziție materialele în original sau în copii xerox. Parte din aceste materiale pot fi livrate chiar traduse.
	Sinteze documentare	Lucrări de specialitate pe o temă dată, cuprinzînd ultimele realizări și noutăți din literatura de specialitate pe plan mondial.
CATALOGUL CĂRȚILOR DE METALURGIE		Semnalează trimestrial toate cărțile din domeniul metalurgiei primite de bibliotecile din țară
BULETINUL INTERN		Buletinul conține acte cu caracter normativ, emise de Ministerul Industriei Metalurgice sau alte ministere și organe centrale, care sînt obligatorii pentru unitățile din ramura industriei metalurgice.

POLSERVICE

ÎNTREPRINDERE DE COMERŢ EXTERIOR

OFERĂ

PROIECTUL UNUI CUPTOR MARTIN CU BOLTĂ MOBILĂ

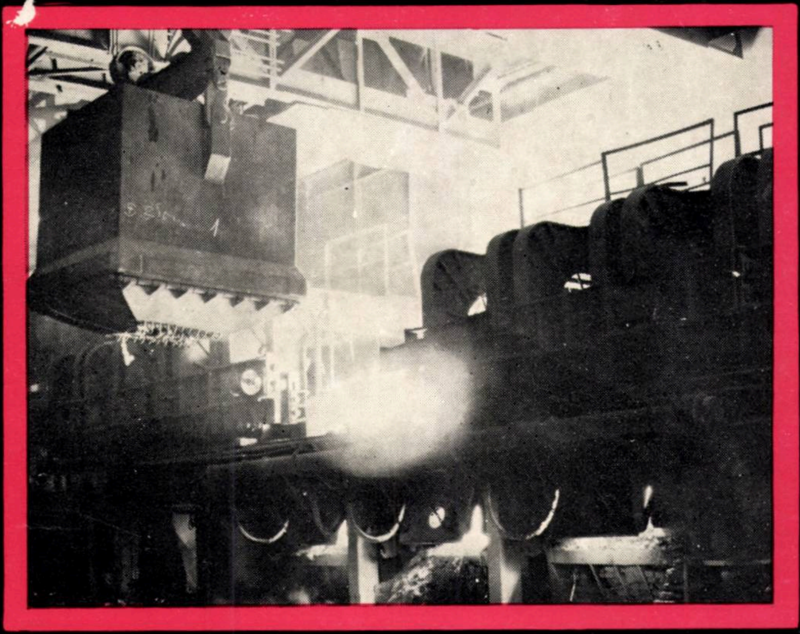
care asigură o îmbunătăţire simţitoare a operaţiilor de încărcare

---

UTILIZAREA UNEI BOLŢI MOBILE FACE POSIBILĂ

- retopirea fierului vechi neprelucrat, de dimensiuni mari (pînă la 3 m şi mai mult)
- accelerarea şi simplificarea considerabilă a operaţiilor de întreţinere
- repararea bolţii în timpul funcţionării cuptorului
- eliminarea posibilităţii de deteriorare a bolţii

RECONSTRUCŢIA CUPTORULUI POATE FI EFECTUATĂ ÎN CADRUL REPARAŢIILOR CURENTE



Oferim, de asemenea, numeroase alte invenţii tehnice interesante în domeniul construcţiilor mecanice şi metalurgiei, precum şi

SERVICII TEHNICE în domeniul

- proiectării şi modernizării de instalaţii industriale şi a secţiilor de producţie, elaborării proiectelor de construcţie şi tehnologice, organizării serviciilor de control, asigurării consultaţiilor tehnice

POL SERVICE

POLSERVICE

WARSZAWA, POZNANSKA 15
POLAND
TELEFON: 28-72-18
TELEGRAF: POLSERVICE—WARSZAWA
TELEX: 813 539 UPOL PL

Publicom

1970 OKT - [illegible]

P-RE 83
P-RCA 75-N6
P-RE 83
P-RE 83
P-RD75-S57
P-RD 75-S59

Blocuri şi produse refractare aluminoase şi superaluminoase cu caracteristici fizico-chimice superioare, pentru construcţia cuptoarelor celulare pentru arderea varului şi pentru cuptoarele laminoarelor

Execută

Grupul de fabrici de produse refractare—Braşov

Fabrica de produse refractare

PLEAȘA

Ploiești ● telefon 13731 ● Jud. Prahova

E 3280

METALURGIA

09

9

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XXII ● NR. 9 ● SEPTEMBRIE 1970

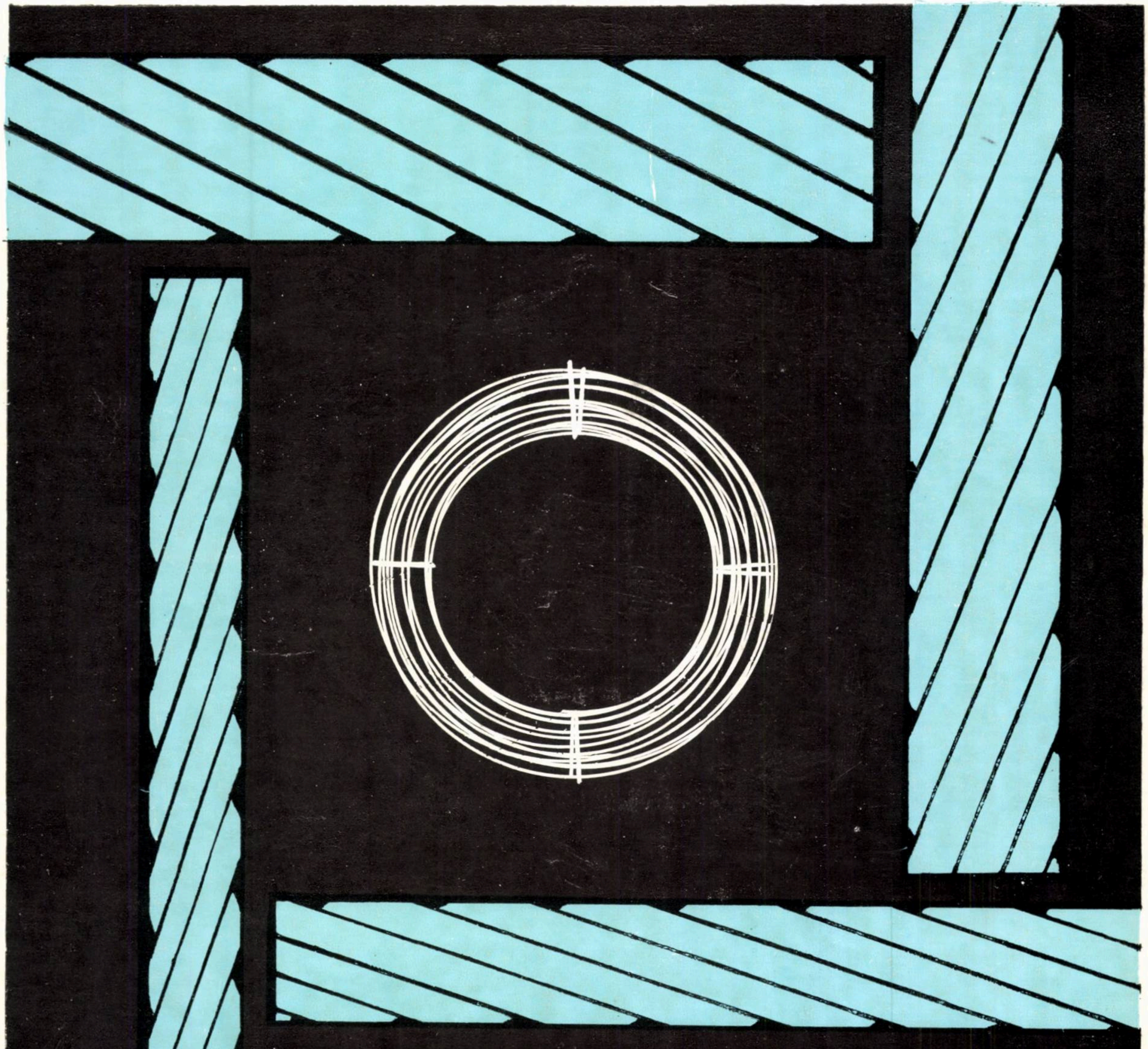
INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII

Vă oferă:

- SÎRMĂ — ∅ 1,5 . . . 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × ∅ 1,5 . . . 3 × ∅ 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × ∅ 2 . . . 7 × ∅ 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61

CABLURI DE TRACȚIUNE — ∅ 2...50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate: cabluri construcție simplă STAS 1513-66, cabluri compuse, duble STAS 1353-66 cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65, cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66



E 3280

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

METALURGIA

Anul 22 nr. 9 septembrie 1970

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Urseanu A. şi *Bocean V.* : **Proprietăţile aglomeratului autofondant cu bazicitatea cuprinsă între 0,8 şi 1,15** 541

Avram C. şi *Ţocn P.* : **Cercetări privind posibilităţile de reducere a consumului specific de cocs la furnal prin insuflare de combustibili auxiliari** 546

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* şi *Vîrcolacu I.* : **Modelarea matematică staţionară a furnalului** 551

Dragomir I. : **Influenţa fosforului asupra viscozităţii fierului saturat cu carbon** 558

Ştefănescu D. M. şi *Bolintineanu Gh.* : **Cercetări privind modificarea fontelor cenuşii cu modificatori complecşi cu bariu (I)**. 560

REALIZĂRI TEHNICE

Căluţoiu I. : **Influenţa temperaturii de sfîrşit de laminare asupra proprietăţilor mecanice ale tablelor groase. Laminare cu temperatură controlată** 564

Borşan Alex. : **Obţinerea lucrărilor de artă prin procedeul turnării în modele fuzibile** 566

Fătu M. : **Analiza prealiajelor de Fe—Si—Mg şi Fe—Si—Mg—Cu**. 568

Paniti Maria : **Determinarea fotocolorimetrică a cantităţii de liant—degresant în amestecurile refractare** 571

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Oproiu Margareta : **Determinarea temperaturii plasmei dintr-un plasmatron pe cale spectrală**. . . 574

Geru N. : **Punerea în evidenţă a structurii metalelor pe cale magnetică**. 577

Wanyorek C. : **Unele consideraţii privind analiza granulometrică a materialelor de formare**. 582

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Vacu Silvia : **Influenţa factorilor tehnologiei de la elaborare şi turnare asupra calităţii lingourilor mari din oţel calmat**. 584

Palcu I. : **Măsurarea vitezei benzilor laminate prin metoda corelaţiei**. 589

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Chindler N. şi *Popa S.* : **Începuturile producţiei de fontă în împrejurimile Hunedoarei** 592

PROTECŢIA MUNCII

Udrea Alex. : **Măsuri de prevenire a accidentelor de muncă la executarea lucrărilor suprapuse** 595

RECENZII 596

COMITETUL DE REDACŢIE

N. Craft, Tr. Dumitrescu, Suzana Gîdea, V. Holban, A. Ieremia, I. Ilca, G. Miheţ, I. Moldovan, N. Murguleţ, Fl. Oprea, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, I. Prisecaru, Maria Roşianu, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ştefănescu, O. Takacs, I. Tripşa, Silvia Vacu, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Şef rubrică: Georgeta Comşa

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacţia şi administraţia, Bucureşti. str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 40.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M. I. M. – Centrul de documentare şi publicaţii tehnice – Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informaţia”, str. Brezoianu nr. 23–25, Buc.

Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5606

42 406

SOMMAIRE

CD 622.785

Urseanu A. et *Bocean V.* : **Les propriétés de l'aggloméra autofondant à basicité comprise entre 0,8 et 1,15.**

Metalurgia 22 (1970) nr. 9, p. 541–545

CD 669.162.16:669.162.27

Avram C. et *Ţocu P.*: **Recherches concernant les possibilités de réduire la consommation spécifique de coke dans le fourneau en insufflant des combustibles auxiliaires**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 546–550

CD 669. 162. 2.001.57

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* et *Vîrcolacu I.* : **Le modélage mathématique stationnaire du fourneau.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 551–557

CD 669.15–194 : 669.779 : 532 13

Dragomir I. : **L'influence du phosphore sur la viscosité du fer saturé en carbone.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 558–559

CD 669. 131.6 : 669.131.622

Ştefănescu D. M. et *Bolintineanu Gh.* : **Recherches concernant l'inoculation des fontes grises à l'aide d'inoculants complexes à baryum (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 560–563

CD 621.671.23 : 621.77.01 : 669–413

Căluţoiu I. : **L'influence de la température de la fin du laminage sur les propriétés mécaniques des tôles épaisses. Le laminage à température contrôlée.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 564–565

CD 621.74.045

Borşan Alex. : **L'obtention des oeuvres d'art par le procédé de moulage fusible.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 566–567

CD 669.15'782'721–198 :669. 15'3' 782' 721–198 : 543

Fătu M. : **L'analyse des pré-alliages de Fe—Si—Mg et de Fe—Si—Mg—Cu.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 568–570

CD 666.76 : 543.432 : 621.743.422

Panili Maria : **La détermination photocolorimétrique de la quantité de liant-dégressant dans les mélanges réfractaires.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 571–573

CD 533.9 : 536.5

Oproiu Margareta : **La détermination de la température du plasma dans un plasmatron par voie spectrale.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 574–576

CD 669.018 : 620.184 : 538.1

Geru N. : **La mise en évidence de la structure des métaux par voie magnétique.**

Metalurgia 22 (1970) nr. 9, p. 577–581

CD 621.742.4 :539.215

Wanyorek C. : **Certaines considérations concernant l'analyse granulométrique des matériaux de moulage.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 582–583

CD 669.141.241.2 : 669,18 : 621.412 : 658.562

Vacu Silvia : **L'influence des facteurs technologiques lors de l'élaboration et du moulage sur la qualité des grands lingots en acier calmé.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 584–588

CD 669. 14–418 :621.71..23

Palcu I. : **Le mesurage de la vitesse des bandes laminées par la méthode de la corrélation.**

Metalurgia 22 (1970) nr. 9, p. 589–591

CD 669 162.2 (498)

Chindler N. et *Popa S.*: **Les débuts de la production de la fonte dans les environs de Hunedoara.**

CMetalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 592–594

D 614.801

Udrea Alex. : **Mesures en vue de prévenir les accidents de travail lors de l'éxécution des travaux.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 595

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 622.785

Урсяну А. и Бочан В.: **Свойства самоплавкого агломерата с основностью от 0,8 до 1,15.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 541–545

ЦК 669. 162. 16:669.162.27

Аврам К. и Цоку П.: **Исследование возможности снижения удельного расхода кокса в доменной печи путем вдувания дополнительных топлив.**

Metalurgia (1970), nr. 9, p. 546–550

ДК 669.162.2.001.57

Думитрашку П., Опреску И. и *Выроколаку И.:* **Стационарное математическое моделирование доменной печи.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 551–557

ДК 669.15–194 :669.779 : 532.13

Драгомир И.: **Влияние фосфора на вязкость железа, насыщенного углеродом.**

Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 558–559

ДК 669.131.6:669.131.622

Штефэнеску Д. М. и *Болинтиняну Г.:* **Исследования модифицирования серых чугунов комплексными бариесодержащими модификаторами.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 560–563

ДК 621.771.23:621.77.01:669-413

Кэлуцою И.: **Влияние конечной температуры прокатки на механические свойства толстых листов. Прокатка при контролируемой температуре.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 564–565

ДК 621.74.045

Боршан А.: **Производство художественных работ способом литья по выплавляемым моделям.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 566–567

ДК 669.15'782'721-198:669.15'3'782'721-198 :543

Фэту М.: **Анализ Fe–Si–Mg и FeSi–Mg–Cu.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 568–570

ДК 666.76:543.432:621.743.422

Панити Мария: **Фотоколориметрическое определение содержания связки-обезжиривателя в огнеупорных массах.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 571–573

ДК 533.9:536.5

Опрою Маргарета: **Определение температуры плазмы в двухдуговом плазматроне спектральным методом.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9. 574–576

ДК 669.018:620.184:538.1

Джеру Н.: **Выявление структуры металлов магнитным способом.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 577–581

ДК 621.742.4:539.215

Ваниорек К.: **Соображения, касающиеся гранулометрического анализа формовочных материалов.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 582–583

ДК 669.141.241.2.:669.18 :621.412:658.562

Ваку Сильвия: **Влияние технологических факторов при выплавке и разливке, на качество крупных слитков спокойной стали.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 584–588

ДК 669.14-418:621.771.23

Палку И.: **Измерение скорости катанных лент корреляционным способом.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 589–591

ЦК 669.162.2(498)

Кундлер Н. и Попа С.: **Начала производства чугуна в окрестностях хунедоары.**

Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 592–594

ДК 614.8.01

Удря А.: **Мероприятия для предупреждения несчастных случаев при выполнении работ на подмостках.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 595

INHALT

DK 622. 785
Urseanu A. und *Bocean V.* : **Eigenschaften des selbstschmelzenden Agglomerates mit Basizität zwischen 0,8 und 1,15.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 9, p. 541–545

DK 669.162.16:669.162.27
Avram C. und *Ţocu P.*: **Untersuchungen bezüglich der Möglichkeiten für die Minderung des spezifischen Verbrauchs an Hochofenkoks durch Einblasen von Hilfsbrennstoffen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 546–550

DK 669.162.2.001.57
Dumitraşcu P., *Oprescu I.* und *Vîrcolacu I.* : **Stationäre matematische Modellierung des Hochofens.**
Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 551–557

DK 669.15–194 : 669.779 :532.13
Dragomir I. : **Phosphor Einfluss auf die Viskosität des kohlenstoffgesättigten Eisens.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 558–559

DK 669. 131. 6 : 669.131.622
Ștefănescu D. M. und *Bolintineanu Gh.* : **Erforschungen über Modifikation des grauen Roheisens durch Komplexmodificatoren mit Bariumgehalt (I).**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 560–563

DK 621, 671.23 : 621.77.01 : 669–413
Căluţoiu S. : **Einfluss der Walzendtemperatur auf die mechanischen Eigenschaften des Grobbleches. Walzen unter kontrollierter Temperatur.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 564–565

DK 621.74.045
Borşan Alex. : **Erzeugung von Kunstwerkguss durch Giessen in leichtschmelzlichen Formen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 566–567

DK 669.15'782'721–198 :669.15'3'782'721–198.543
Fătu M. :**Analyse der Fe–Si–Mg und Fe–Si–Mg–Cu Vorlegierungen.**
Metalurgia 22 (1970) nr. 9, p. 568–570

DK 666.76:543.432 : 621.743.422
Paniti Maria : **Photokolormetrische Feststellung des Verhältnisses zwischen Binde- und Magerungsmittel in feuerfesten Mischungen.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 571–573

DK 533,9 : 536.5
Oproiu Margareta : **Spektrale Feststellung der Plasmatemperatur in einem Zweibogenplasmatron.**
Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 574–576

DK 669,018 : 620. 184: 538.1
Geru N. : **Magnetische Hervorhebung der Metallstruktur.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 577–581

DK 621.742.4:539.215
Wanyorek C. : **Berücksichtigungen über die granulometrische Analyse der Formstoffe.**
Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 532–583

DK 669.141.241.2 : 669, 18 : 621, 412 : 658.562
Vacu Silvia : **Einfluss der technologischen Faktoren bei Erzeugung und Giessen von grossen beruhigten Stahlblöcken.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 534–538

DK 669 14–418 : 621.771.23
Palcu I. : **Bestimmung der Walzbandgeschwindigkeit durch Korrelationsrechnung.**
Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 589–591

DK 669.162.2(498)
Chindler N. und *Popa S.* : **Anfänge der Roheisenproduktion in der Hunedoara-Umgebung.**
Metalurgia 22 (1970). nr, 9 p, 592–594

DC 614.8.01
Udrea Alex. : **Vorbeugungsmassnahmen für Arbeitsunfälle bei Teifbauten.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 595

CONTENTS

DC 622.785

Urseanu A. and *Bocean V.* : **Properties of self-smelting agglomerate with basicity ranging between 0.8 and 1.15.**

Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 541–545

DC 669.162.16:669.162.27

Avram C. and *Ţocu P.* : **Investigations regarding possibilities of lowering specific coke consumption in blast-furnaces by means of auxiliary combustible blowing**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 546–550

DC 669.162.2.001.57

Dumitraşcu P., Oprescu I. and *Vircolacu I.* : **Stationary mathematical models for blast-furnaces.**

Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 551–557

DC 669.15–194:669,779.532.13

Dragomir I. : **Influence of phosphorus upon viscosity of carbon-saturated iron.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 558–559

DC 669.131.6 : 669.131.622

Ştefănescu D. M. and *Bolintineanu Gh.* : **Investigations regarding grey-iron inoculation by means of complex inoculants containing barium (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 560–563

DC 621.671.23 : 621.77.01 : 669–413

Căluţoiu I. : **Influence of rolling and temperatur on mechanical properties of plates. Rolling under controlled temperature.**

Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 564–565

DC 621.74.045

Borşan Alex. : **Obtention of art castings by means of fusible models.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 566–567

DC 669-15′782′721–198 :669.15′3′782′721–198 :543

Fătu M. : **Analysis of Fe–Si–Mg and Fe–Si–Mg–Cu prealloys.**

Metalurgia 22(1970), nr. 9, p. 568–570

C 666.76 : 543.432 : 621.743.422

Paniti Maria : **Photocolorimetric estimation of lean material versus bonding agent ratio in refractory mixtures.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 571–573

DC 533.9 : 536.5

Oproiu Margareta : **Spectral estimation of plasma temperature by means plasmatron.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 574–576

DC 669.018 : 620,184 : 538.1

Geru N. : **Magnetic method for outlining metal structure.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 577–581

DC 621.742.4 : 539.215

Wanyorek C. : **Considerations regarding granulometric analysis of moulding materials.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 582–583

DC 669,141,241,2 :669,18 :621,412 :658,562

Vacu Silvia : **Influence of tehnological factors resulting from elaboration and casting upon the quality of big killed-steel ingots.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 584–588

DC 669.14–418 :621.771.23

Palcu I. : **Measurement of rolled strip speed by the correlation method.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 589–591

DC 669.162.2(498)

Chindler N. and *Popa S.* : **Beginning of pip iron working in the surroundings of Hunedoara.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 592–594

DC 614.8.01

Udrea Alex. : **Measures for accident prevention in low-level works.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 9, p. 595

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1983

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 9
SEPTEMBRIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Proprietăţile aglomeratului autofondant cu bazicitatea cuprinsă între 0,8 şi 1,15

Ing. A. URSEANU şi ing. V. BOCEAN
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 622.785

LES PROPRIÉTÉS DE L'AGGLOMÉRAT AUTOFONDANT À BASICITÉ COMPRISE ENTRE 0,8 ET 1,15

Les expérimentations industrielles effectuées ont été axées sur l'obtention d'un aggloméral dont l'indice de basicité soit compris dans un domaine de 0,8 à 1,15. On a mis en évidence les principales caractéristiques physiques et chimiques de l'aggloméral dans cet intervale de basicité ainsi que les relations qui existent entre les paramètres de qualité obtenus.

PROPERTIES OF SELF-SMELTING AGGLOMERATE WITH BASICITY RANGING BETWEEN 0.8 AND 1.15

Investigations, performed on industrial scale, centred on obtention of an agglomerate with basicity index ranging between 0.8 and 1.15.

Main physico-chemical characteristics of the agglomerates with basicity in this range were emphasized, as well as existing relationships between obtained quality parametra.

Studiile sistematice bazate pe experimentări industriale la fabrica de aglomerare a Combinatului siderurgic – Reşiţa, extinse pe perioade (tabela 1), au permis determinarea influenţei bazicităţii asupra proprietăţilor fizicochimice ale aglomeratului şi modul cum variază caracteristicile aglomeratului în vederea obţinerii proprietăţilor optime. Condiţiile de producere a aglomeratului în perioadele amintite (depresiunea, umiditatea amestecului de şarjă etc.) prezintă valori comparabile cu condiţiile obişnuite de aglomerare, intervenindu-se numai asupra variaţiei bazicităţii aglomeratului şi a consumului de combustibil.

Determinarea variaţiei caracteristicilor aglomeratului

Cercetările efectuate la ceaşca de aglomerare [1], [2] au arătat că atunci cînd se variază bazicitatea aglomeratului există un domeniu pentru valoarea raportului $CaO:SiO_2$, situat între 1 şi 2, în care rezistenţa mecanică prezintă valori minime.

La valori supraunitare ale acestui raport a fost pusă în evidenţă, cu ajutorul cercetărilor statistico-matematice, la Combinatul siderurgic–Reşiţa [3], posibilitatea creşterii rezistenţei mecanice, granulaţia cocsului şi a calcarului fiind însă, şi în acest caz, de cea mai mare

Tabela 1

Perioada	Durata, zile	$CaO:SiO_2$
I	30	0,80
II	29	0,97
III	30	1,07
IV	7	1,14

importanţă. La o bazicitate 1,1—1,2 dacă aportul de căldură a fost aşa de mare încît să producă topituri, pot lua naştere, în aglomerat, olivine saturate în oxid de calciu [4] care-i măresc mult rezistenţa.

În cazul granulaţiei neuniforme şi cu fracţii mari a calcarului şi a cocsului, o dată cu creşterea bazicităţii aglomeratului creşte şi neuniformitatea structurală a lui şi, ca atare, rezistenţa lui mecanică va fi mai scăzută.

În figura 1, *a* s-au reprezentat, pentru mediile aritmetice ale unor intervale de cîte 0,05 ale indicelui de bazicitate în domeniul 0,8—1,2, mediile aritmetice ale rezistenţei mecanice. Dreapta de regresie constituită în baza acestor date pune în evidenţă o uşoară înrăutăţire a rezistenţei mecanice, de la 20,96 la 21,73 %, cînd bazicitatea creşte de la 0,8 la 1,2.

În figura 1, *b* s-a reprezentat variaţia granulaţiei aglomeratului (< 5 mm) în funcţie de rezistenţa mecanică. Valorile reprezintă media rezultatelor determinărilor efectuate pe probele din acelaşi schimb. Prin rezistenţă mecanică se înţelege fracţia 0—5 mm la toba Rubin.

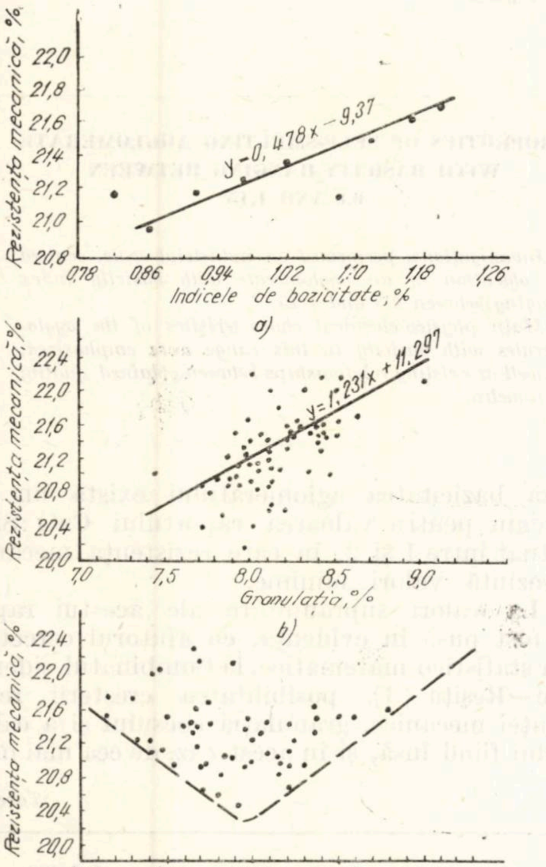


Fig. 1. Variaţia rezistenţei mecanice :

a — cu bazicitatea aglomeratului; *b* — cu granulaţia; *c* — cu căldura consumată.

Din cele două diagrame rezultă că atunci cînd creşte bazicitatea aglomeratului creşte şi fracţia sub 5 mm, concomitent cu scăderea rezistenţei lui.

Această influenţă negativă a creşterii bazicităţii pînă la o valoare a raportului CaO : SiO_2 de 1,2 asupra rezistenţei aglomeratului, ar putea fi compensată de efectele pozitive pe care le are în ceea ce priveşte consumul specific de cocs la furnale.

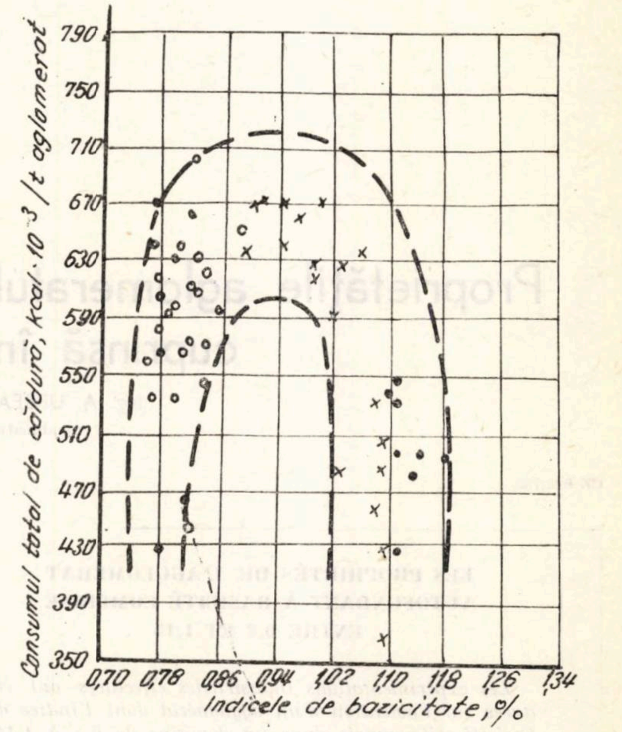


Fig. 2. Variaţia consumului total de căldură în funcţie de bazicitate :

○ $I_B = 0,7 - 0,9$;
× $I_B = 0,9 - 1,1$;
● $I_B = 1,1 - 1,3$

Reprezentînd rezistenţa mecanică a aglomeratului în funcţie de consumul specific de căldură (deşi din punct de vedere matematic nu se poate vorbi de o corelaţie între două mărimi) se poate vedea care au fost valorile cele mai favorabile ale rezistenţei care s-au obţinut cu ajutorul cantităţilor respective de combustibil (fig. 1, *c*).

Din valorile reprezentate reiese că în condiţiile experimentale, la un consum specific total de combustibil între 560 şi 620 ·10 ^{3} kcal/t, se obţine un aglomerat cu cea mai bună rezistenţă mecanică. Existenţa unui consum specific optim este confirmată şi de faptul că în lucrări mai recente [5] se arată că prin depăşirea acestuia aglomeratul avînd mai multă fază vitroasă se sfărîmă mai uşor la cădere.

Dispersia mare a datelor din figura 2 este o consecinţă a măcinării mai puţin complete a cocsului. De altfel, faptul că la mai mult de jumătate din datele înregistrate, consumul specific de combustibil este mai ridicat decît valoarea optimă, indică tendința de a compensa depășirea măririi granulației cocsului și calcarului, printr-un consum sporit de combustibil. O încercare asemănătoare de a reprezenta variația consumului total de căldură, în funcție de bazicitatea aglomeratului, din cauza dispersiei mari a datelor nu a putut da o corelație semnificativă dar a permis să se vadă (fig. 2) că aglomeratul cu bazicitate între 0,86 și 1,02 necesită un consum de căldură mai ridicat decît cel cu bazicitate sub sau peste acest interval.

Întrucît componentul de bază în rețetă îl constituie hematita Krivoi-Rog și Ocna de Fier, la temperaturi mai mici de 1 350 °C, în stratul de aglomerare Fe_2O_3 nu este redus, cantitatea de magnetit, deci implicit de FeO, fiind mai scăzută, a dus la micșorarea rezistenței mecanice. Cantitatea de ferit de calciu la aceste bazicități ale aglomeratului este în cantități prea mici pentru a duce la îmbunătățirea rezistenței mecanice.

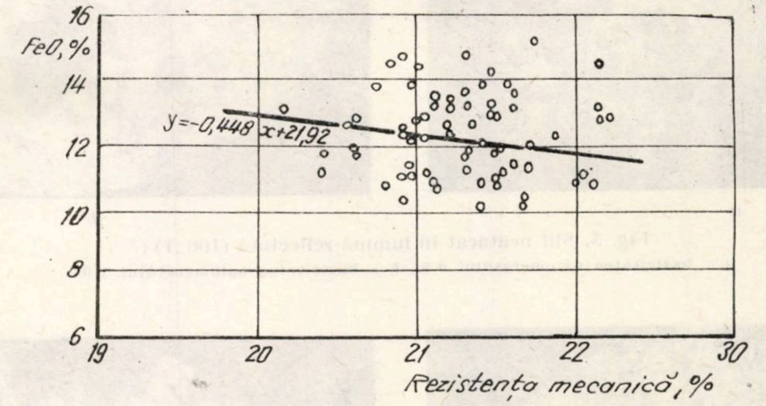


Fig. 3. Variația rezistenței mecanice în funcție de conținutul de oxid feros.

Media aritmetică a conținutului de oxid feros a probelor cu valoarea raportului CaO : SiO_2 pînă la 0,9 a fost de 12,92 %, iar a celor cu valoarea raportului de 0,9 a fost de 12,09 %, adică la bazicități mai ridicate conținutul de oxid feros al aglomeratului a fost mai mic. Nu a putut fi observată o legătură între conținutul de oxid feros al aglomeratului și consumul total de căldură folosit pentru producerea lui deoarece coeficientul de corelație a fost nesemnificativ (pentru probele cu bazicitate peste 0,9 au avut valoarea de −0,1899).

În figura 3 s-a reprezentat variația rezistenței mecanice a aglomeratului în funcție de conținutul său de oxid feros.

Valoarea scăzută a coeficientului de corelație ($\gamma = 0{,}284$) și faptul că se constată în același timp o înrăutățire a rezistenței mecanice o dată cu creșterea bazicității, pune probleme dacă corelația între aceste mărimi este numai aparentă.

Cercetările efectuate asupra aglomeratului fabricat pe bază de minereu de Krivoi-Rog au pus în evidență o legătură mai strînsă și de ordin superior între rezistența și conținutul de oxid feros.

În cazul de față deși ar trebui să se însumeze efectele concomitent defavorabile ale creșterii bazicității cu ale scăderii procentului de FeO asupra rezistenței există, între ultimele, o valoare scăzută a coeficientului de corelație întrucît valoarea FeO depinde de cantitatea de țunder folosită în șarjă și de consumul de combustibil care, necorelat cu cantitatea de țunder, a dus la împestrițări cu faza vitroasă mai friabilă a aglomeratului.

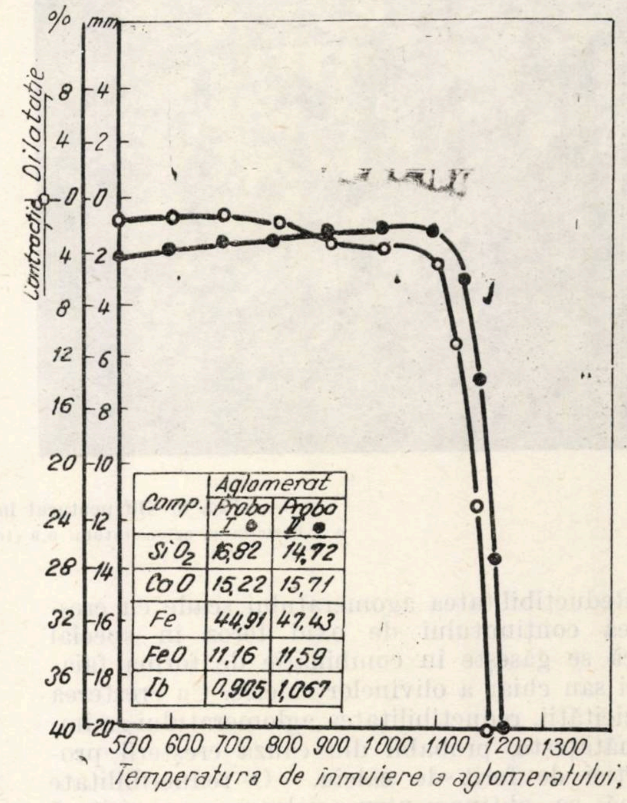
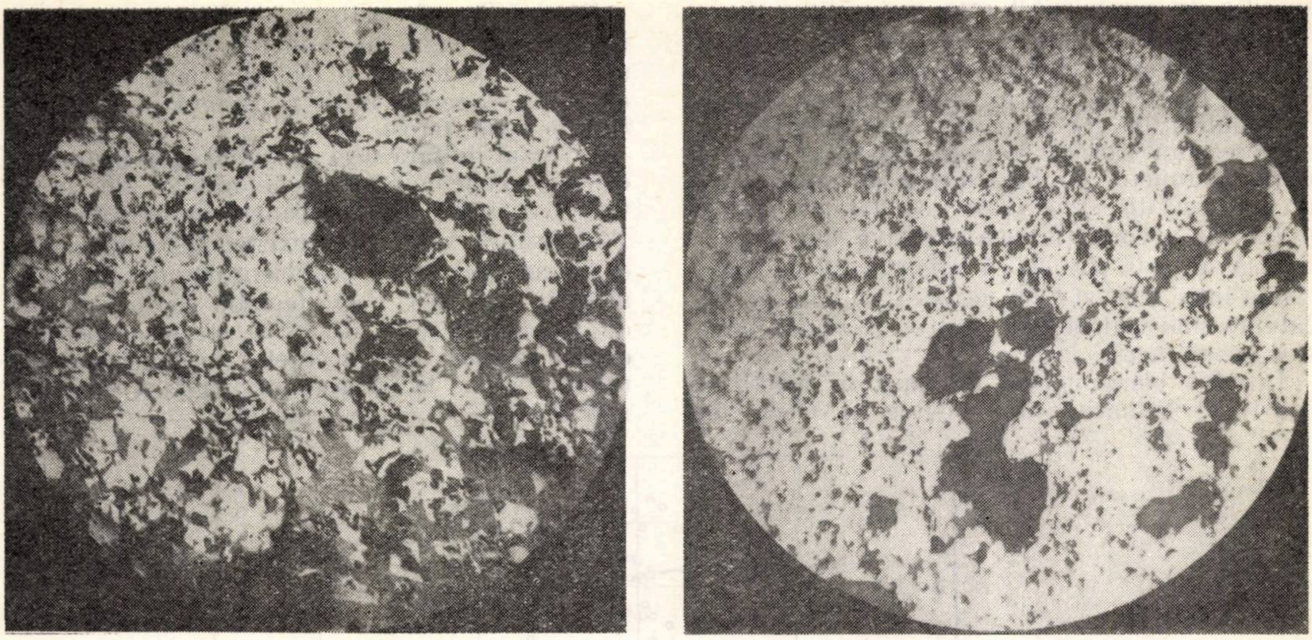


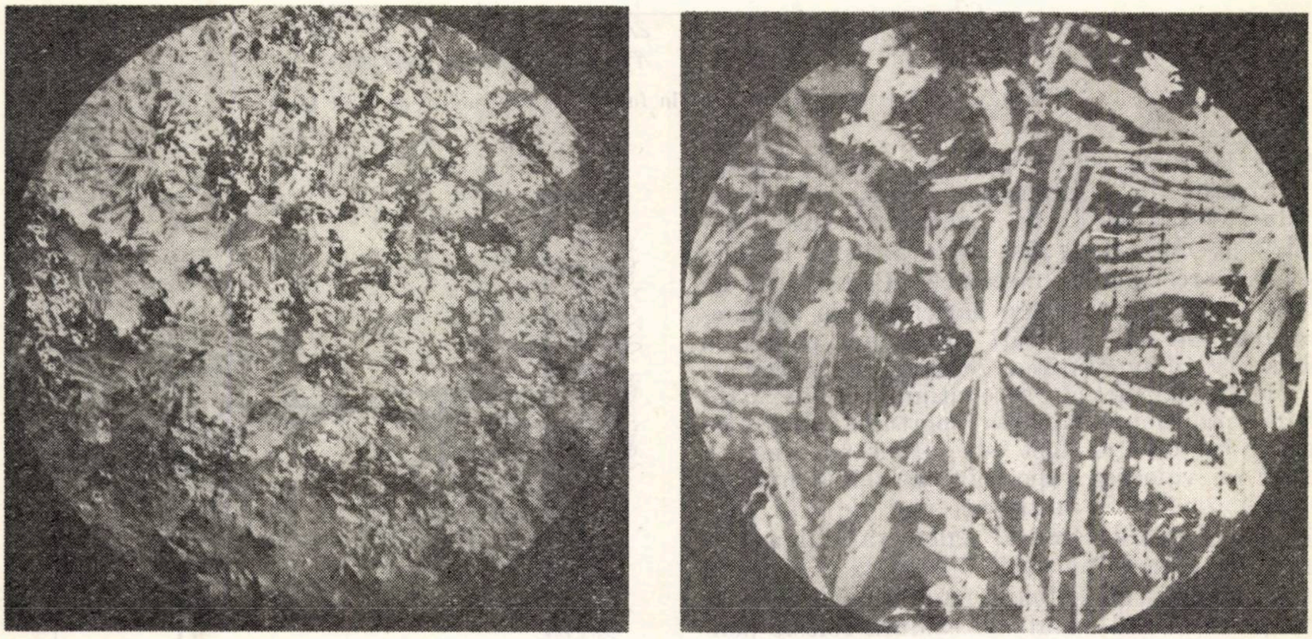
Fig. 4. Temperatura de înmuiere funcție de bazicitatea supraunitară.



a *b*

Fig. 5. Slif neatacat în lumină reflectată (100 :1) :

a – bazicitatea aglomeratului 0,9 ; *b* – bazicitatea aglomeratului 1,06



a *b*

Fig. 6. Slif neatacat în lumină reflectată :

a – bazicitatea aglomeratului 0,9 (100 :1); *b* – porţiune din *a* (500 :1)

Reductibilitatea agomeratului scade cu creşterea conţinutului de oxid feros în special dacă se găseşte în combinaţie de forma faialitei sau chiar a olivinelor calcice. Cu creşterea bazicităţii, reductibilitatea aglomeratului se îmbunătăţeşte, probabil din cauza creşterii proporţiei de ferit de calciu. O reductibilitate bună se obţine pentru o valoare supraunitară a raportului CaO : SiO_2[7].

Determinarea temperaturii de înmuiere a aglomeratului, pentru două bazicităţi (fig. 4), a pus în evidenţă comportarea mai bună a celui cu bazicitate supraunitară. Aglomeratul cu bazicitate subunitară prezintă, la 800 °C, un început de înmuiere, ceea ce constituie un dezavantaj important pentru comportarea lui în furnale, micşorînd permeabilitatea încărcăturii în zona reducerii indirecte.

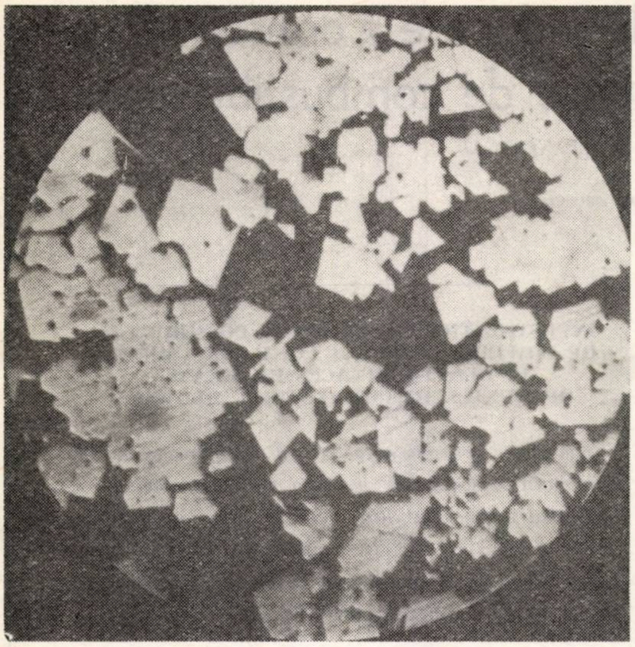


Fig. 7. Slif neatacat în lumină reflectată 500 :1, bazicitatea aglomeratului 1,06.

Forma, mărimea şi distribuţia componenţilor minerali determină punctul şi gradul de mărime a acestei înmuieri preliminare.

La creşterea bazicităţii peste 0,9 această înmuiere preliminară se reduce dispărînd complet către 1,3.

Examinînd structura aglomeratului pe şlifuri la microscopul prin reflexie se recunosc granulele primare ale hematitei care formează baza reţelei (fig. 5) atît pentru bazicitatea 0,9 (fig. 5, *a*), cît şi în cazul bazicităţii 1,06 (fig. 5, *b*).

În jurul acestor granule în procesul de aglomerare s-au format topituri care, în cazul aglomeratului cu bazicitate subunitară, apar sub forma unei mase de bază din care se separă aglomerări de piroxeni din grupa hedembergitului (fig. 6).

Aglomeratul cu valoare supraunitară a indicelui de bazicitate prezintă între granulele de minereu o masă de bază vitroasă compusă din olivine în care se găsesc împestriţate cristalele de magnetită (fig. 7).

Concluzii

— Rezistenţa mecanică a aglomeratului se înrăutăţeşte de la 20,96 la 21,73 % atunci cînd bazicitatea creşte de la 0,8 la 1,15. În aceeaşi măsură creşte şi granulaţia sub 5 mm a aglomeratului deci şi procentul de retur.

— La creşterea bazicităţii aglomeratului peste 1,02 nu se face simţită o creştere a consumului specific de combustibil total.

— Rezistenţa mecanică optimă poate fi obţinută cu un consum specific total de combustibil de 560 ; 620 ; 103 kcal/t. Depăşirea acestei valori nu duce la o îmbunătăţire.

— Conţinutul de oxid feros şi rezistenţa mecanică a aglomeratului scad puţin cu creşterea bazicităţii aglomeratului în intervalul de bazicitate cercetat.

— Din punct de vedere al temperaturii de înmuiere a aglomeratului apare mai favorabil cel cu bazicitate supraunitară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Winzer G. şi Schmitz K. H. *Einfluss des Basengrades auf die Eigenschaften von Sinter.* Stahl und Eisen, nr. 8, 1967.

[2] Avram C., Ţocu P., Grigore M. şi Vlădescu M. *Studiu privind influenţa indicelui de bazicitate asupra reductibilităţii aglomeratului.* Cercetări metalurgice, nr. 9, Bucureşti, 1967.

[3] Ionescu D. *Aspecte privind rezistenţa mecanică a aglomeratului autofondant pe baza aplicării cercetării statistico-matematice.* Cercetări metalurgice, nr. 9, Bucureşti, 1967.

[4] Mazanek E. şi Wyderko M. *Der Einfluss der Silikatphase auf die Eigenschaften von Eisenerz Sintern.* Arhiv für das Eisenhüttenwessen nr. 6, iunie, 1968.

[5] Hoff H. Kootz şi Schwabe G. *Beitrag zur Metallurgie des Sinters von Eisenerz.* Stahl und Eisen, nr. 11, 1968.

[6] Mazanek E. şi Iaşienska S. *Efect of Al_2O_3 an the mineral constitution ol self-fluxing Sinters.* Journal of the Iron and Steel Institute, aprilie, 1964.

[7] Schwabe G. şi Rellermayer H. *Über die Herstellung von Sinter und seine Eigenschaften.* Stahl und Eisen, nr. 6, 1964.

Cercetări privind posibilităţile de reducere a consumului specific de cocs la furnal prin insuflare de combustibili auxiliari

Ing. C. AVRAM şi ing. P. ŢOCU

Institutul de cercetări metalurgice

CZ 669.162.16 : 669.162.27

RECHERCHES CONCERNANT LES POSSIBILITÉS DE RÉDUIRE LA CONSOMMATION SPÉCIFIQUE DE COKE DANS LE FOURNEAU EN INSUFFLANT DES COMBUSTIBLES AUXILIAIRES

L'ouvrage présente une étude théorique concernant le mode par lequel se modifient les principaux paramètres de fonctionnement du fourneau, dans le cas d'une insufflation de mazout, de poudre de charbon et de mélanges de mazout avec de la poudre de charbon, dans le creuzet. À titre de comparaison, on présente aussi les résultats des calculs concernant le fonctionnement du fourneau avec insufflation de gaz méthane.

INVESTIGATIONS REGARDING POSSIBILITIES OF LOWERING SPECIFIC COKE CONSUMPTION IN BLAST-FURNACES BY MEANS OF AUXILIARY COMBUSTIBLE BLOWING

The paper presents a theoretical study regarding the way main blast-furnace working parametra change, if fuel, coal dust or mixtures of fuel and coal dust are blown into the crucible. In comparison, results of calculations regarding blast-furnace working in the case of methane blowing, are presented.

Dezvoltarea din ultimii ani a procesului de elaborare a fontei în furnal se caracterizează, printre alte măsuri de tehnică nouă, prin folosirea insuflării în creuzetul furnalului a diferitelor tipuri de combustibil (gaz metan, păcură, praf de cărbune etc.), în scopul micşorării consumului specific de cocs metalurgic. Este interesant de comparat indicii tehnologici şi economici realizaţi la insuflarea fiecăreia din substanţele de mai sus. În practică nu s-au găsit însă cazuri în care să se facă pe rînd insuflarea diferiţilor combustibili în aceleaşi condiţii; din acest motiv în această lucrare comparaţia se face pe cale teoretică, pentru condiţii specifice producţiei de fontă din România, luîndu-se ca bază tehnologia actuală de funcţionare a furnalelor cu insuflare de gaz metan şi studiindu-se posibilităţile reducerii consumului specific de cocs prin înlocuirea gazului metan cu alţi combustibili indigeni, lichizi sau solizi.

Parametrii tehnologici ai elaborării în furnal au fost calculaţi după o metodă publicată anterior [1], rezultatele fiind apropiate de practică. Această metodă se bazează pe următoarele premise:

— Funcţionarea normală a furnalului este influenţată, în primul rînd, de respectarea unui anumit regim termic care este determinat de combustia carbonului din cocs cu aerul preîncălzit, proces ce are loc în partea superioară a creuzetului. La insuflarea în creuzetul furnalului de combustibili auxiliari trebuie ca regimul termic al creuzetului să nu se schimbe. Pentru aceasta este necesar să se ridice temperatura aerului insuflat sau să se îmbogăţească conţinutul lui în oxigen. Din cele de mai sus rezultă că la o creştere dată a temperaturii aerului insuflat nu se poate insufla în furnal, prin gurile de vînt, decît o cantitate determinată de combustibili, pentru a se obţine un efect maxim. Cantitatea de combustibil auxiliar *m* ce poate fi insuflată în furnal, raportată la 1 kg carbon din cocs ce arde la gurile de vînt, (C_{gv}), se calculează cu ajutorul expresiei:

$$m = \frac{Q_1 - Q_2}{q_1 - q_2}, \text{kg (Nm}^3\text{) combustibil/kg } C_{gv},$$

unde:

Q_1 este conţinutul caloric al produselor de ardere rezultate din 1 kg C din cocs ars la gurile de vînt în condiţiile date de temperatură şi compoziţie chimică a aerului;

Q_2 — conţinutul caloric al produselor de ardere rezultate din 1 kg C din cocs ars la gurile de vînt în condiţii normale de lucru al furnalului;

q_1 — conţinutul caloric al produselor de ardere rezultate din arderea a 1 kg (Nm ^{3}) combustibil auxiliar, încălzit la temperatura de 1 950°C (temperatura teoretică din creuzet la funcţionarea furnalului în condiţii obişnuite);

q_2 — conţinutul caloric al produselor de ardere rezultate din 1 kg (Nm ^{3}) combustibil auxiliar ce arde în condiţiile din creuzetul furnalului, cu aer de temperatură şi compoziţie chimică date.

— Prin insuflarea în furnal de diverşi combustibili auxiliari se modifică compoziţia chimică a gazelor ce se formează în creuzet, în sensul că scade conţinutul de azot şi creşte cel de oxid de carbon şi de hidrogen. Rezultatele unui mare număr de încercări de laborator au arătat că la o creştere a concentraţiei în reducători şi în special a hidrogenului în gazele ce se formează la gurile de vînt, precum şi la creşterea cantităţii de gaze pe unitatea de material supus reducerii, se accelerează, în mod substanţial, reducerea oxizilor de fier de către gaze [2]. Prin urmare aceasta va contribui la dezvoltarea reducerii indirecte în furnal. Calculul coeficientului de reducere directă r_a, după B. N. Iuriev [3], se face cu ajutorul relaţiei :

$$r_a = r_{a0} \cdot 10^{-x};$$

$$x = 2\,\Delta\,\mathrm{H}_2 + \Delta\,\mathrm{CO}\,,$$

unde :

r_a, r_{a0} sînt valorile coeficientului de reducere directă la regimul respectiv şi la regimul de referinţă ;

ΔH_2, ΔCO — creşterile conţinuturilor de H_2 şi CO în gazul format la gurile de vînt, în comparaţie cu mersul de referinţă, m ^{3}/m^3.

— Prin insuflarea în furnal de combustibili auxiliari se modifică şi volumul de gaze ce revine la 1 kg carbon din cocs ce arde la gurile de vînt. Din această cauză se vor modifica principalii parametri de funcţionare a furnalului, ca : intensitatea de ardere, pierderile exterioare de căldură şi temperatura gazelor la gura furnalului. Pentru a calcula valorile acestor parametri va trebui să se determine :

— cantitatea de gaze rezultate la 1 kg C din cocs ars în faţa gurilor de vînt, Nm^3/kg C_{gv} ;

— compoziţia chimică a acestor gaze, % ;

— cantitatea de aer necesară pentru transportul combustibilului auxiliar (în cazul combustibililor solizi), Nm ^{3}/kg;

— cantitatea de aer necesară arderii a 1 kg C din cocs, respectiv 1 Nm ^{3} (kg) combustibil auxiliar în condiţiile din furnal, Nm ^{3}/kg, respectiv Nm ^{3}/Nm ^{3} (kg) combustibil.

— Intensitatea de ardere la funcţionarea furnalului cu insuflare de diverşi combustibili auxiliari poate fi exprimată cu ajutorul expresiei :

$$j = j_0 \frac{v'_{g0}}{v_{g0}}\,,$$

unde :

j este intensitatea de ardere în cazul insuflării în furnal de diverşi combustibili auxiliari, exprimată în kg cocs uscat trecut prin furnal pentru 1 m ^{3} volum util şi zi ;

j_0 — idem, în cazul mersului de referinţă ;

v'_{g0} — cantitatea de gaze, Nm ^{3}/kg C_{gv}, în cazul mersului de referinţă ;

v_{g0} — idem, la insuflarea combustibililor auxiliari.

— Pierderile exterioare de căldură se pot considera, fără o eroare prea mare, că rămîn constante în unitatea de timp, la diferite regimuri de lucru ale furnalului. Faţă de cele expuse rezultă că pierderile de căldură, raportate la 1 kg C_{gv}, variază invers proporţional cu intensitatea de ardere şi se exprimă prin relaţia :

$$Z = Z_0 \frac{j_0}{j} = Z_0 \frac{v_{g0}}{v'_{g0}}\,,$$

unde :

Z reprezintă pierderile exterioare de căldură la funcţionarea furnalului cu insuflarea de combustibili auxiliari, kcal/kg C_{gv} ;

Z_0 — idem, pentru mersul de referinţă.

— În ceea ce priveşte temperatura gazelor de la gura furnalului, la insuflarea diverşilor combustibili auxiliari, A. N. Ramm [2] propune, pe baza datelor experimentale, ca să se calculeze cu ajutorul expresiei :

$$tg = tg_0 \frac{v'_a}{v'_{a0}}\,,$$

unde:

tg este temperatura gazului la gura furnalului în cazul insuflării de combustibil auxiliar, °C ;

tg_0 — idem, în cazul mersului de referinţă ;

v'_a — consumul de aer şi de combustibil pentru 1 kg C_{gv}, m ^{3}/kg C_{gv} ;

v'_{a_0} — idem, pentru mersul de referinţă.

— Consumul specific de cocs se calculează cu ajutorul relaţiei :

$$k = \frac{Q_u - 0{,}75\; q_{ci}\, O_t + (q_c + q_{ci} - q_{cd})\, C_d + q_c\, C_f}{(q_c - Z)\, C_k - Q_s}\,,$$

unde :

k este consumul de cocs uscat efectiv utilizat în furnal, kg/kg fontă.

Q_u — consumul util de căldură, kcal/kg fontă, care se compune din : căldura de disociere a oxizilor, căldura de disociere a compuşilor sulfuroşi, căldura de disociere a carbonaţilor, căldura de evaporare a apei din încărcătură, conţinutul de căldură al fontei şi zgurei obţinute din partea de minereu a şarjei, scăzînd căldura de formare a zgurei, cantitatea de căldură necesară pentru încălzirea CO_2 şi H_2O degajat din încărcătură pînă la temperatura de la gura furnalului, kcal//kg fontă ;

q_c — cantitatea de căldură cedată de carbonul din cocs ce arde la gurile de vînt, kcal/kg C_{gv};

q_{ci} — cantitatea de căldură cedată de carbonul consumat pentru reacţiile de reducere directă, kcal/kg C;

q_{cd} — cantitatea de căldură cedată de carbonul consumat pentru reacţiile de reducere directă, kcal/kg C;

O_t — cantitatea totală de oxigen luată din oxizii reductibili din încărcătură, kg/kg fontă;

C_d — cantitatea de carbon ce participă la reacţiile de reducere directă, kg/kg fontă;

C_f — cantitatea de carbon ce trece în fontă, kg/kg fontă;

Z — cantitatea de căldură pierdută în exterior, kcal/kg C_{gv};

C_k — carbonul fix din cocsul uscat, kg C/kg cocs;

Q_s — consumul de căldură pentru zgurificarea cenuşii şi a sulfului din cocs, kcal/kg cocs.

Consumul specific de cocs tehnologic K se calculează cu ajutorul expresiei:

$$K = 1{,}074\ k,$$

unde s-a ţinut seamă de faptul că umiditatea cocsului încărcat în furnal este de 5% şi pierderile prin praf, de 2%.

— Productivitatea furnalului P_f, exprimată în t fontă/m ³ zi, se determină prin raportul dintre intensitatea de ardere J (t cocs/m ³ zi) şi consumul specific de cocs (t cocs/t fontă), adică:

$$P_f = \frac{J}{K}$$

În toate cazurile studiate, calculele s-au efectuat pentru un furnal de 1 000 m ³ volum util, funcţionînd cu 100% aglomerat autofondant (Fe_{tot} — 50%; CaO : SiO_2 — 1,025%) şi cu cocs C. S. H. (C_{fix} — 82,3%; S — 2,1%). Compoziţia chimică a materiilor prime este redată în tabela 1.

S-au mai stabilit următoarele premise de calcul:

— compoziţia chimică a gazelor din cocs (% în greutate): 0,525% CO_2; 0,555% CO; 0,075% CH_4; 0,090% H_2; 0,255% N_2;

— compoziţia chimică a fontei: 3,8% C; 0,8% Si; 1,0% Mn; 0,05% S; 94,35% Fe + P;

— randamentele de trecere în fontă: 99,7% Fe; 65% Mn; 100% P;

— indicele de bazicitate a zgurei: CaO : SiO_2 = 1,15;

— umiditatea aerului: 1,0%;

— consumul de căldură pentru zgurificarea sulfului şi a cenuşii din cocs: 232 kcal/kg cocs.

S-a analizat funcţionarea furnalului în cazul insuflării următorilor combustibili auxiliari: gaz metan, păcură, praf de cărbune şi amestecuri de păcură cu praf de cărbune, în diferite proporţii (Slurry). Varianta insuflării gazului metan a fost considerată drept mers de referinţă, servind ca termen de comparaţie pentru celelalte variante.

În calculele efectuate s-a considerat că se foloseşte praf de cărbune indigen, din estul bazinului Văii Jiului. Caracteristicile combustibililor insuflaţi sînt redate în tabela 2.

Tabela 1

Materialul	Compoziţia chimică, %										
	Fe_2O_3	FeO	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S	Pc
Aglomerat	58,8	11,5	12,4	1,5	12,7	1,5	50,0	0,8	0,06	0,20	—
Calcar	—	—	1,3	0,7	54,5	0,3	—	—	—	—	42,3
Cocs	3,5	—	5,9	3,5	1,0	0,3	2,4	0,3	0,09	2,10	—

Tabela 2

Combustibilul	Compoziţia, %						
	Carbon	Hidrogen	Sulf	Azot	Oxigen	Cenuşă	Umiditate
Păcură	82,90	11,20	0,40	0,90	—	—	4,60
Praf de cărbune	69,20	4,90	2,40	1,10	11,60	7,80	3,00
Slurry (30% cărbune + 70% păcură)	77,29	9,22	0,94	0,93	3,24	2,16	6,22
Slurry (50% cărbune + 50% păcură)	73,55	7,90	1,30	0,95	5,40	3,60	7,30

Tabela 3

Parametrii de funcționare	Combustibilul insuflat														
	Gaz metan			Păcură			Praf de cărbune			Amestec 30 % cărbune + 70 % păcură			Amestec 50 % cărbune + 50 % păcură		
Temperatura aerului	800	1 000	1 200	800	1 000	1 200	800	1 000	1 200	800	1 000	1 200	800	1 000	1 200
Consum de :															
— aglomerat, kg/t fontă	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910	1 910
— cocs tehnologic, kg/t fontă	658	568	496	617	497	402	609	490	391	619	498	408	626	506	416
— calcar, kg/t fontă	139	125	120	133	113	97	151,5	150,5	154	137	120	108	141	127	117
— combustibil insulfat, Nm^3 (kg)/t fontă	57	106	148,8	77	142	204,4	131	258	395,4	85,8	159,8	230	93,8	175,0	255
— aer, Nm^3/t fontă	1 775	1 648	1 541	1 765	1 645	1 584	1 812	1 706	1 868	1 769	1 653	1 604	1 791	1 660	1 641
Intensitatea de ardere a cocsului, kg/m^3, zi	915	800	695	839	659	496	799	584	389	840	659	498	840	660	496
Indicele de utilizare a furnalului tf/m^3, zi	1,390	1,408	1,402	1,360	1,326	1,234	1,312	1,192	0,995	1,357	1,323	1,229	1,342	1,304	1,192
Cantitatea de combustibil auxiliar posibilă de insuflat, $\frac{Nm^3(kg)}{Nm^3\ aer}$	0,032	0,064	0,097	0,044	0,087	0,129	0,072	0,143	0,212	0,048	0,097	0,143	0,052	0,104	0,223
Cantitatea de gaze rezultate în fața gurilor de vînt, Nm^3/kg C	6,073	6,949	7,999	6,618	8,428	11,200	6,578	8,321	14,267	6,611	8,431	11,152	6,608	8,420	11,192
Compoziția chimică a gazelor din fața gurilor de vînt :															
— CO, %	33,2	31,6	30,2	33,5	32,2	31,0	34,4	33,83	32,8	33,7	32,6	30,6	33,9	32,9	32,0
— H_2, %	5,7	10,3	14,4	5,3	9,2	12,8	4,0	6,85	9,8	5,0	8,8	12,1	4,8	8,4	11,6
— N_2, %	61,1	58,1	55,4	61,2	58,6	56,2	61,6	59,32	57,4	61,3	58,6	56,3	61,3	58,7	56,4
Indicele de reducere directă	0,41	0,34	0,30	0,42	0,36	0,31	0,44	0,39	0,35	0,42	0,36	0,32	0,43	0,37	0,33
Temperatura gazului la gît, °C	250	261	318	266	324	411	264	320	527	266	324	410	266	324	412
Pierderile exterioare de căldură, kcal/kgC	250	286	329	273	347	461	271	343	587	272	347	459	272	347	461
Cantitatea de carbon necesară pentru reducerea directă, kg/t fontă	94,8	80,5	72,4	96,7	84,5	74,4	99,0	91,0	82,5	96,7	84,5	76,4	68,8	66,6	78,5
Cantitatea de carbon din cocs care ajunge la gurile de vînt, kg/t fontă	374,8	319,5	272,1	341,0	281,0	197, 3	351	277	181,4	343	262	200,2	346	263	203,9
Cantitatea de gaze evacuate, Nm^3/t fontă	2 439	2 307	2 209	2 428	2 300	2 253	2 498	2 436	2 689	2432	2 316	2 289	2 465	2 330	2 351
Compoziția chimică a gazelor evacuate :															
— CO_2, %	14,8	14,7	14,3	14,9	14,7	14,2	14,9	14,2	13,9	14,9	14,7	14,3	14,7	14,9	14,1
— CO, %	24,9	23,6	22,9	25,1	24,1	23,4	25,7	25,6	25,7	25,2	24,2	23,9	25,6	24,6	24,4
— H_2, %	3,3	5,8	8,1	3,0	5,1	7,3	2,4	4,0	6,1	2,9	4,9	6,9	2,8	4,6	6,7
— N_2, %	57,0	55,9	54,7	57,0	56,1	55,1	57,0	56,2	55,3	57,0	56,0	54,9	56,9	55,9	54,8
Puterea calorifică a gazului evacuat, kcal/Nm^3	837,8	862,8	901,0	835,9	859,9	896,0	838,5	876,8	934,0	836	858	900	846	862	910
Indicele de echivalare $\frac{\text{kg cocs}}{\text{kg combustibil auxiliar}}$	1,63	1,09	0,94	1,39	1,08	0,98	0,88	0,62	0,54	1,22	0,96	0,85	1,04	0,84	0,73

Compoziţia chimică a cenuşii cărbunelui este următoarea: 46,57 % SiO_2; 27,78 % Al_2O_3; 4,75 % CaO; 2,59 % MgO; 10,02 % Fe_2O_3; 1,05% TiO_2; 0,08 %Mn; 3,83% SO_3^{--}; 0,13% P_2O_5; 0,75 % Na_2O; 2,18 % K_2O.

Transportul prafului de cărbune în furnal se face cu aer, concentraţia prafului de cărbune în aerul transportor fiind de 15 kg/m³ [4],[5]. Calculele s-au efectuat, în toate variantele studiate, pentru temperaturi ale aerului insuflat de 800, 1 000 şi 1 200 °C.

În condiţiile de funcţionare a furnalului fără insuflare de combustibili auxiliari au rezultat din calcul următoarele consumuri specifice de cocs tehnologic:

— temperatura aerului insuflat, °C:	800	1 000	1 200
— consumul specific de cocs tehnologic, kg/t fontă	724	651	596

În tabela 3 sînt redate rezultatele calculelor în cazul funcţionării furnalului cu insuflare de gaz metan (considerat drept mers de referinţă), păcură, praf de cărbune şi amestecuri de praf de cărbune + păcură, iar în figura 1 sînt trasate curbele variaţiei principalilor indici tehnico-economici în funcţie de temperatura aerului şi natura combustibilului insuflat.

Din calculele efectuate a rezultat că cei mai buni indici de echivalare (kg cocs economisit/kg combustibil insuflat) se pot realiza prin insuflare de gaz metan, pentru temperaturi ale aerului sub 1 000 °C, şi prin insuflare de păcură, pentru temperaturi ale aerului de peste 1 000 °C. Întrucît la temperaturile studiate (800 – 1 200 °C) furnalul permite insuflarea unor cantităţi mai mari de combustibili solizi şi lichizi decît de gaz metan, pentru toate variantele studiate au rezultat însă consumuri specifice de cocs mai mici decît cele realizate la insuflarea gazului metan. Astfel, înlocuirea insuflării gazului metan cu insuflare de păcură sau praf de cărbune poate reduce consumul specific de cocs cu circa 7,5 %, pentru temperatura aerului de 800 °C, şi cu circa 20 %, pentru temperatura aerului de 1 200 °C.

În ceea ce priveşte productivitatea furnalului, aceasta scade la insuflarea combustibililor solizi-lichizi în comparaţie cu insuflarea gazului metan, ridicarea temperaturii aerului de la 800 la 1 200 °C determinînd o scădere mai pronunţată a productivităţii (de la 7,7 la 12,2 %, pentru păcură, şi de la 5,8 la 29,3 %, pentru praf de cărbune).

Calculele prezentate constituie numai o primă etapă a studierii oportunităţii înlocuirii insuflării gazului metan cu insuflarea altor combustibili indigeni. Concluzii definitive nu se pot stabili decît în urma unor experimentări în furnale, care să verifice premisele admise în calcule şi a efectuării unor calcule economice complete, care să ţină seamă şi de costul realizării practice a unor instalaţii corespunzătoare de insuflare în furnal a altor combustibili auxiliari.

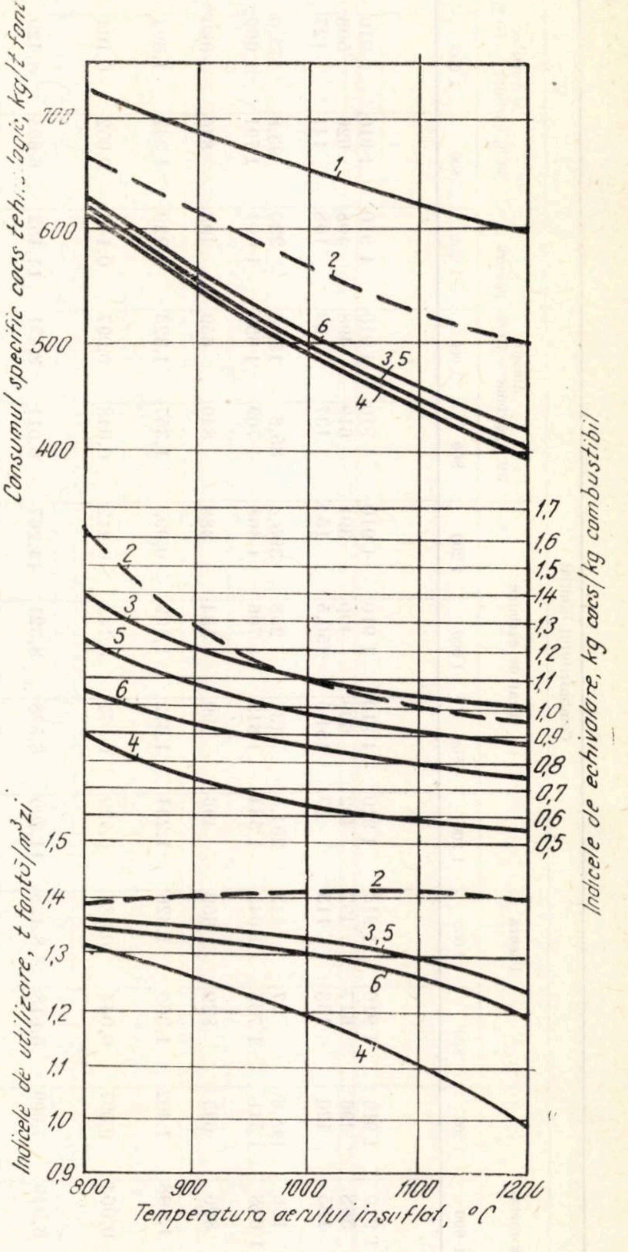


Fig. 1. Variaţia indicilor tehnico-economici ai furnalului în funcţie de temperatura aerului cald şi de natura combustibilului insuflat:

1 – fără insuflare de combustibili; 2 – gaz metan; 3 – păcură; 4 – praf de cărbune; 5 – slurry (30% cărbune + 70% păcură); 6 – slurry (50% cărbune + 50% păcură).

BIBLIOGRAFIE

[1] Avram C. şi Ţocu P. *Folosirea oxigenului la furnale.* Studiu de sinteză O.D.P.T. — M.I.M., 1968.

[2] Ramm A. N. *Primenenie combinirovannovo dutia v dommenoi plavke.* Sb. Sovremennie problemî metallurghi, Izd. A. N. S. S. S. R., 1958.

[3] Iuriev B. N. şi Iurieva L. V. *Metodî rasciota dommenoi plavki.* Sverdlovsk, 1961.

[4] Strussberger H. I. Blast Furnace and Steel Plant, nr. 6, 1962, p. 447.

[5] Ţocu P. Metalurgia, nr. 11, 1968, p. 675 – 682.

Modelarea matematică staţionară a furnalului

Prof. ing. P. DUMITRAŞCU, conf. dr. ing. I. OPRESCU şi ing. I. VÎRCOLACU
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 669.162.2.001.57

LE MODÉLAGE MATHÉMATIQUE STATIONNAIRE DU FOURNEAU

Cet ouvrage représente une étude critique du modélage stationnaire du haut fourneau. On montre les niveaux actuels d'automation complexe des fourneaux ainsi que les tendances de leur développement, on analyse les bases théoriques du modélage du haut fourneau et les principaux types de modéles zonaux, et particulièrement ceux de la zone inférieure, les principes se rapportant à l'élaboration des charges ayant une très grande application ainsi que les essais de modélage global du haut fourneau.

On analyse d'une manière critique les modéles mathématiques actuels du haut fourneau, en indiquant leurs délimitations et leurs possibilités d'application pratique. En même temps, on met en évidence le rôle de l'automation conventionnelle avancée, comme base pour la commande, à l'aide du calculateur, du processus d'élaboration de la fonte dans le haut fourneau.

STATIONARY MATHEMATICAL MODELS FOR BLAST-FURNACES

The paper presents a critical survey of blast-furnace stationary modelling. Actual complex automatization stage and trends are presented, theoretical basis of blast-furnace modelling and main types of zonal models, with wide utilization — especially those regarding the lower part, where elaboration takes place — are analysed, as well as trials of aggregate blast-furnace modelling.

Actual mathematical models for blast-furnaces are analysed, their limitations and possibilities of practical application being indicated. Part played by advanced conventional automatization in computer-controlled blast-furnace iron-making is emphasized.

Nivelele de automatizare complexă a furnalului

Conducerea cu calculatoare a procesului de elaborare a fontei în furnal, deşi a înregistrat progrese în ultimul deceniu, se găseşte încă în stadiu industrial incipient şi constituie ca atare o problemă de actualitate, care va fi prezentată într-o serie de patru studii succesive, privind aspectul său operaţional: staţionar, dinamic, structural, funcţional (furnale cu încărcătură complexă şi injecţie de gaz metan şi oxigen) şi operativ, specific pentru furnalele de la Combinatul siderurgic — Galaţi.

Cauzele acestei situaţii sînt însăşi condiţiile specifice complexe ale procesului şi agregatului şi anume : multitudinea de parametri funcţionali interdependenţi (aproximativ 100), decurgerea procesului în spaţiu închis inaccesibil măsurărilor directe, obţinerea de produse (fontă, zgură) în stare topită, ale căror caracteristici sînt încă dificil de determinat continuu şi periodicitatea alimentării cu materii prime şi a evacuării produselor.

Ca urmare, automatizarea convenţională a furnalului, ca bază a automatizării complexe, a fost orientată în ultimii ani spre perfecţionarea metodelor şi elementelor (aparatelor) de măsură a parametrilor furnalului, a încărcăturii şi produselor acestuia, spre extinderea buclelor de reglare în vederea asigurării constanţei regimului termic, de coborîre a încărcăturii şi de circulaţie a gazelor, precum şi spre perfecţionarea instalaţiei de încărcare, inclusiv colectarea şi dozarea încărcăturii.

Trecerea la automatizarea complexă a furnalului este condiţionată însă de stabilirea modelului matematic al procesului de elaborare a fontei, iar modelarea matematică însăşi a furnalului este o problemă dificilă în sine, dat fiind complexitatea procesului, definită prin factorii enumeraţi mai sus.

Ca atare, la furnalele actuale se întîlnesc următoarele nivele de automatizare complexă, după modul de folosire a calculatorului :

— *calculator consultant* al procesului (off-line, fig. 1, *a*) care primeşte informaţii de la operator şi le prelucrează, dînd acestuia indicaţii referitoare la corecţiile necesare procesului;

— *calculator ghid de conducere* a procesului (on-line, fig. 1, *b*), nivel superior celui precedent care, pe baza datelor culese de elementele de măsură direct din proces, realizează, conform programului ce i s-a încorporat, analize statistice, calcule de coeficienţi etc., necesare pentru conducerea procesului; dacă este programat chiar cu modelul matematic al agregatului, calculatorul serveşte pentru verificare practică şi ajustarea funcţionării, în vederea închiderii buclelor de reglare;

— *calculator de comandă* a procesului (în buclă închisă, closed-loop, fig. 1, *c*) care reprezintă în prezent nivelul superior de automatizare complexă, necesitînd programarea calculatorului cu modelul matematic al furnalului; pe baza informaţiilor primite direct din procese prin echipamentul de măsură, calculatorul stabileşte soluţiile instantanee ale ecuaţiilor modelului matematic şi, în caz de abatere a acestuia de la valorile de referinţă, comandă mărimile de referinţă ale regulatoarelor pînă la restabilirea regimului staţionar al furnalului.

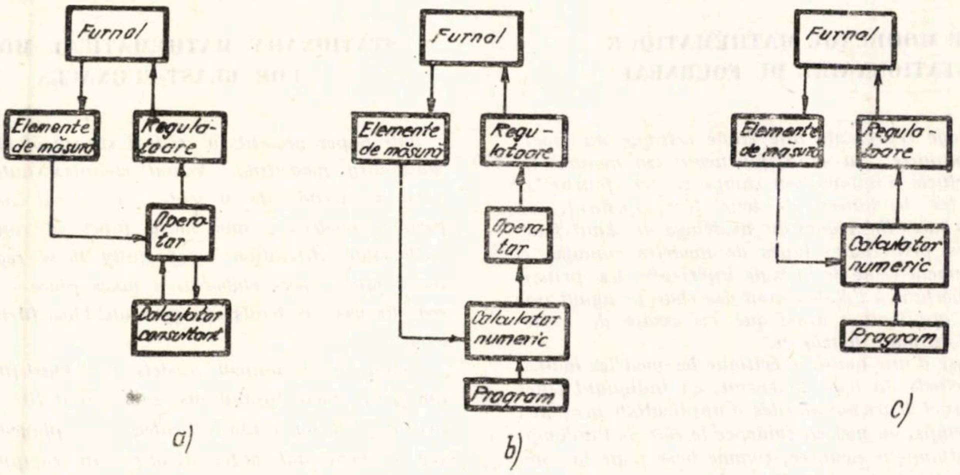


Fig. 1. Nivelele de automatizare complexă a furnalelor.

Modelele matematice actuale ale procesului de elaborare a fontei sînt în majoritatea lor parţiale, materializînd procesele doar dintr-o anumită zonă a furnalului, considerată determinantă, obişnuit zona inferioară. De asemenea, trebuie remarcat faptul că modelele experimentate pînă în prezent sînt staţionare, valabile pentru funcţionarea furnalelor în regim stabil, permanent.

Dar funcţionarea furnalelor prezintă frecvente modificări faţă de condiţiile nominale; acestea implică treceri la noua situaţie printr-un regim tranzitoriu, fapt care cere modelului matematic o structură dinamică pentru a urmări modificările survenite în proces şi există tendinţe în curs de stabilire de modele matematice dinamice*.

O altă tendinţă este aceea de înlocuire treptată a modelelor zonale cu modele globale, care să materializeze procesul în ansamblul său.

În orice caz, în stadiul actual al stăpînirii cantitative a procesului din furnal, indiferent de tipul modelului folosit, o cerinţă tehnologică de prim ordin o constituie creerea condiţiilor de menţinere a agregatului în regim cît mai stabil. Reducerea frecvenţei de apariţie a regimului tranzitoriu se realizează prin pregătirea corespunzătoare a încărcăturii (compoziţie, granulaţie etc.) şi prin automatizarea convenţională avansată. În acelaşi timp îndeplinirea acestei condiţii reprezintă premisa apropierii condiţiilor reale de funcţionare a agregatului de cele ideale, pentru care sînt stabilite majoritatea modelelor.

Bazele teoretice ale modelării furnalului

Ca obiect al automatizării, furnalul, acest sediu al unor fenomene termochimice de transfer de masă, condiţionat de transferul de căldură, în contracurent, este considerat drept un element complex (fig. 2), caracterizat printr-o sumă de mărimi de intrare $\Sigma\, i\,(t)$ şi o sumă de mărimi de perturbaţie $\Sigma\, z\,(t)$, a căror variaţie determină variaţia mărimilor de ieşire $\Sigma\, e\,(t)$. Automatizarea convenţională menţine constante mărimile de intrare $\Sigma\, i\,(t)$, unele dintre acestea (în special parametrii aerului suflat), fiind folosite ca parametri de reglare a procesului din furnal (variabile de operare).

Pentru modelare, se admite în primul rînd că furnalul este un element liniar, adică dependenţa $e = f(i)$ în regim staţionar este liniară.

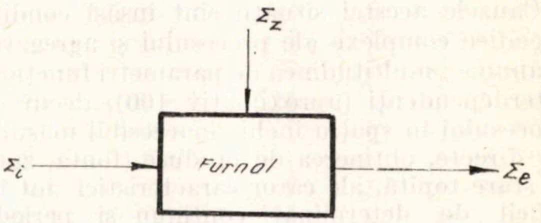


Fig. 2. Furnalul ca element al automatizării: mărimi de intrare $\sum i$: debitul Q_a; temperatura t_a; umiditatea aerului suflat h_a; debitul de adaos injectat Q_i; debitul de oxigen insuflat Q_{02}; raportul cocs-minereu în încărcătura K/M; mărimi de perturbaţie $\sum z$: compoziţia, granulaţia şi umiditatea încărcăturii; perturbaţii pe reţeaua de alimentare cu aer; mărimi de ieşire $\sum e$: compoziţia $[CO]_g$, $[CO_2]_g$ $[H_2]_g$ şi temperatura t_g ale gazului de furnal; cantităţile Q_p şi compoziţia prafului de furnal, cantitatea P_f şi temperatura t_f şi compoziţia $[C]_f$, $[Si]_f$ $[Mn]_f$ ale fontei; cantitatea şi compoziţia zgurei; căderi de presiune, profil termic etc.

---

* Problema modelării dinamice va face obiectul articolului următor.

O a doua condiţie, specifică modelării staţionare, constă în reducerea la minimum a acţiunii mărimilor de perturbaţie $z(t)$, care acţionează în special prin intermediul încărcăturii şi au ca efect scoaterea furnalului din regimul staţionar nominal pentru care a fost modelat.

Principiul modelării constă în general în considerarea furnalului ca un reactor în care au loc schimburi de oxigen şi termice între încărcătura solidă rece descendentă şi fluxul gazos fierbinte ascendent. Ecuaţiile modelelor rezultă din bilanţurile de materiale şi termic, luîndu-se în considerare reacţiile dintre cele două fluxuri în contracurent.

Modelele cu cea mai largă aplicaţie în prezent sînt elaborate pe baza unei scheme ideale de funcţionare a furnalului şi anume pentru cazul unui furnal alimentat cu 100% aglomerat autofondant uşor reductibil şi caracterizat printr-o repartiţie uniformă a gazelor pe secţiunea cuvei. Conform acestei scheme [1], [2], [3], [4], [5], furnalul este divizat în trei domenii de schimb de căldură, avînd un profil termic corespunzător schemei lui Kitaev [6] şi trei domenii de schimb de oxigen (fig. 3).

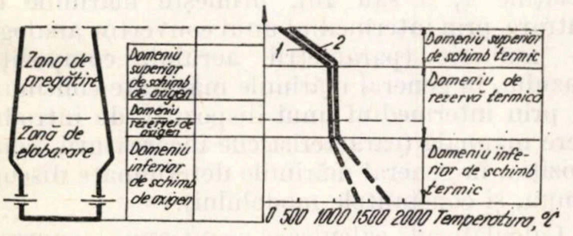

Zonă de pregătire
Zonă de elaborare
Domeniu superior de schimb de oxigen
Domeniu rezervei de oxigen
Domeniu inferior de schimb de oxigen
1
2
Domeniu superior de schimb termic
Domeniu de rezervă termică
Domeniu inferior de schimb termic
0 500 1000 1500 2000 Temperatura, °C

Fig. 3. Schema ideală de funcţionare a furnalului:
1 – temperatura încărcăturii; *2* – temperatura gazelor.

Plasarea reciprocă a acestor domenii în interiorul furnalului permite împărţirea acestuia în două zone (fig. 3): de pregătire (superioară) şi de elaborare (inferioară).

Zona de pregătire cuprinde domeniul în care cocsul este chimic inert; ea debitează un pat de fuziune preîncălzit la 1 000°C şi preredus la starea de wustită. Gazul care trece prin această zonă are temperatura iniţială de 1 000°C şi compoziţia:

$$\frac{\%\,CO_2}{\%\,CO + \%\,CO_2} = 0{,}285 \qquad (1)$$

Zona de elaborare cuprinde partea inferioară a furnalului pînă la nivelul gurilor de vînt. În această zonă au loc reacţiile principale din furnal: arderea cocsului, reducerea directă a oxizilor cu cocsul, regenerarea oxidului de carbon de către cocs. Zona de elaborare este deci sediul reacţiilor de bază din furnal, bilanţul său termic fiind determinant pentru bilanţul termic al întregului furnal. Pe de altă parte, fenomenele ce au loc în zona de pregătire pot fi mai uşor stăpînite prin utilizarea de încărcătură cu parametri riguros constanţi şi automatizarea convenţională avansată.

Ca urmare, modelele realizate pe baza schemei prezentate iau în considerare numai procesele din zona de elaborare.

O altă împărţire zonală a furnalului, similară cu cea prezentată, cuprinde zonele: de pregătire a încărcăturii, de reducere indirectă, de reducere directă, de ardere a cocsului şi zona creuzetului [7], modelarea fiind axată în special pe ultimele trei zone de la partea inferioară a agregatului.

Modelele staţionare bazate pe modelarea zonei inferioare a furnalului

Ecuaţiile modelelor matematice, stabilite pe baza principiilor de mai sus, rezultă din bilanţurile de oxigen şi termic ale zonei de elaborare; din primul bilanţ se deduce indicele de producţie (sau intensitatea de topire) a furnalului (tf fontă/10³ Nm³ aer suflat), iar din cel de-al doilea, energia termică cedată patului de fuziune în zona de elaborare, kcal/tf fontă.

Expresia energiei termice constituie ecuaţia fundamentală a modelului, cu ajutorul căreia se conduce furnalul, pe baza corespondenţei directe dintre variaţia acestei energii şi conţinutul de siliciu al fontei elaborate.

Ecuaţiile au forma generală:

$$\text{energie termică} = \varphi^{-1}\,(\text{intensitate de topire}) = f\,(\text{conţinutul de oxigen al încărcăturii, compoziţia gazului, parametrii aerului suflat}) \qquad (2)$$

în care conţinutul de oxigen al încărcăturii se urmăreşte a se menţine constant, compoziţia gazului se determină continuu, iar parametrii aerului constituie variabilele de operare.

Cele mai importante modele de acest tip sînt modelele IRSID [8], [9], [10], [11], [12] şi Siemens [13]. Una din variantele modelului IRSID care se prezintă spre exemplificare este stabilită pentru furnale funcţionînd cu încărcătură formată din 100% aglomerat şi injecţie de păcură în aerul suflat, şi are expresiile:

$$P_i = \frac{1}{2\,[OR]} \cdot (790 \cdot A + D - 1{,}24 \cdot h_a - 420)\,, \; \frac{\text{kgfFe}}{10^3\ \text{Nm}^3\ \text{aer}} \qquad (3)$$

$$W_u = \frac{1}{P_i} \cdot \left[901 + (360 + 0{,}6 \cdot h_a) \cdot \frac{t_a}{1\,000} - 270 \cdot C - 1\,375 \cdot B - 0{,}34\,D - 0{,}16 \cdot h_a - 1{,}1 \cdot i \right] + 100\,, \; \frac{\text{kcal}}{\text{tf fontă}}, \qquad (4)$$

unde :

P_i este intensitatea de topire a furnalului ;

W_u — energia termică cedată patului de fuziune în zona de elaborare ;

[OR] — oxigenul din oxizii feroşi şi neferoşi ai încărcăturii, Nm ³/tf fontă ;

t_a, h_a — parametrii aerului suflat, temperatură, °C ; umiditate, gf/Nm ³ aer ;

i — conţinutul de adaos injectat (păcură) în aerul suflat, gf/Nm ³.

Parametrii A, B şi C exprimă compoziţia gazului prin relaţiile :

$$A = \frac{[CO]_g + 2\,[CO_2]_g - [H_2]_g}{[N_2]_g} \tag{5}$$

$$B = \frac{[CO]_g + [CO_2]_g}{[N_2]_g} \tag{6}$$

$$C = \frac{[H_2]_g}{[N_2]_g} \tag{7}$$

unde : $[CO]_g$, $[CO_2]_g$, $[H_2]_g$, $[N_2]_g$ sînt conţinuturi în gazul de furnal, %.

Parametrul D este dat de relaţia :

$$D = 1{,}35 \cdot i + 1{,}24 \cdot h_a + 100 \cdot u\,(47{,}4 \cdot B - 0{,}1 \cdot i + 2{,}4) \tag{10}$$

în care parametrul u este dat de relaţia :

$$u = \frac{[H_2]_k}{[C]_k} \tag{8}$$

unde : $[H_2]_k$, $[C]_k$ sînt conţinuturi în cocs, %.

Modelul Siemens, stabilit pe aceleaşi baze teoretice cu modelul IRSID, este principial asemănător cu acesta, modelînd suplimentar insuflarea oxigenului în aerul suflat.

Pe aceleaşi principii este bazat şi modelul belgian [14], în care necesarul termic al zonei inferioare a furnalului este dat de relaţia :

$$E_c = B_r - B_s, \quad \text{kcal/tf fontă} \tag{9}$$

unde B_r reprezintă necesarul termic real al zonei de elaborare, proporţional cu conţinutul de siliciu din fontă ;

B_s — necesarul termic standard, pentru fontă cu 0 % Si la 1 300°C.

Termenul B_s din relaţia (9), calculat în funcţie de compoziţia încărcăturii şi parametrii aerului suflat, are scopul să înlăture influenţa a o serie de mărimi de perturbaţie asupra mărimii E_c, dîndu-i astfel un caracter mai pronunţat de generalitate.

Un model similar cu cele precedente este modelul japonez [15] a cărui ecuaţie exprimă însă direct conţinutul de siliciu al fontei elaborate, prin relaţia :

$$\Delta\,\mathrm{Si} = \frac{1}{F}\Big[\, b_1 \cdot Q_a + b_2 \cdot Q_a \cdot t_a + b_3 \cdot Q_a \cdot i + b_4 \cdot Q_a \cdot h_a + b_5 \frac{[CO]_g + [CO_2]_g + [CH_4]_g}{[N_2]_g} \cdot Q_a + b_6 \cdot [\mathrm{Si}]_{n-1} + b_7 \cdot F + b_8 \Big], \tag{10}$$

unde :

Δ Si este variaţia conţinutului de siliciu al fontei între două evacuări ; $\Delta\,\mathrm{Si} = [\mathrm{Si}]_n - [\mathrm{Si}]_{n-1}$, n fiind numărul curent al evacuării ;

F — mărime proporţională cu producţia de fontă (sau cu cantitatea de oxigen din încărcătură) ;

$b_1 \ldots b_8$ — constante.

Conducerea furnalului se face după schema de principiu din figura 4. Calculatorul C, programat pentru modelul matematic respectiv (una din relaţiile 4, 9 sau 10), primeşte mărimile de intrare prin intermediul unui convertor analogic — numeric (parametrii aerului, compoziţia gazului, în general mărimile măsurate continuu) şi prin intermediul unui dispozitiv de introducere manuală (caracteristicile încărcăturii, compoziţia, în general mărimile determinate discontinuu, şi constantele modelului).

Calculatorul calculează continuu expresia W_u (K_w, E_c sau Δ Si) şi stabileşte abaterea de la valoarea de referinţă W_{uo} :

$$\Delta W_u = W_{uo} - W_u \tag{11}$$

În funcţie de valoarea şi semnul acestei abateri (transformată în semnal continuu de un convertor numeric-analogic), se comandă ierarhizat valorile mărimilor de referinţă ale regulatoarelor parametrilor aerului suflat, pînă la anularea abaterii (11), furnalul fiind astfel readus în regim staţionar.

Metoda de reglare este bazată pe corespondenţa energiei termice — conţinut de siliciu în fontă [8], [14], exemplificată în figura 5. Rezultă că, prin menţinerea constantă a nivelului termic al zonei de elaborare, se menţine constant la valoarea prescrisă, conţinutul de siliciu al fontei elaborate.

Ierarhizarea în general recunoscută [8], [16] a variabilelor de operare este umiditatea aerului h, care are acţiune rapidă şi nu deranjează regimul de funcţionare a întregului agregat ; în cazul în care această acţiune este insuficientă, se variază debitul de adaos injectat Q_{ai} şi, în ultimă instanţă, temperatura aerului t_a. Alte variante prevăd reglarea în două trepte [14] : grobă, prin raportul C/Fe din încărcătură, şi fină, prin varierea simultană a cantităţii de adaos injectat în aerul suflat şi a temperaturii acestuia, a cantităţii de oxigen insuflat şi, în final, a umidităţii aerului.

Valoarea de referinţă W_{uo} nu poate fi considerată definitivă deoarece regimurile staţionare care se succed pot diferi mult de cel luat ca referinţă. Ajustarea acestei valori, ţinînd seamă de condiţiile regimului staţionar anterior, se face prin metode şi relaţii diverse [8], [13], [14] şi are şi scopul de a introduce abaterile de la condiţiile ideale în zona de pregătire.

De exemplu, criteriul regimului termic al zonei de reducere directă este dat de relaţia:

$$\tau = \frac{[CO]_g + [CO_2]_g}{[N_2]_g} + a_1 \cdot \frac{M}{K} + a_2 \quad \psi_a - a_3 \cdot t_a \qquad (12)$$

unde:

M/K este raportul minereu/cocs în încărcătură;

ψa – umiditatea relativă a aerului;

a_1, a_2, a_3 – constante pentru un furnal dat.

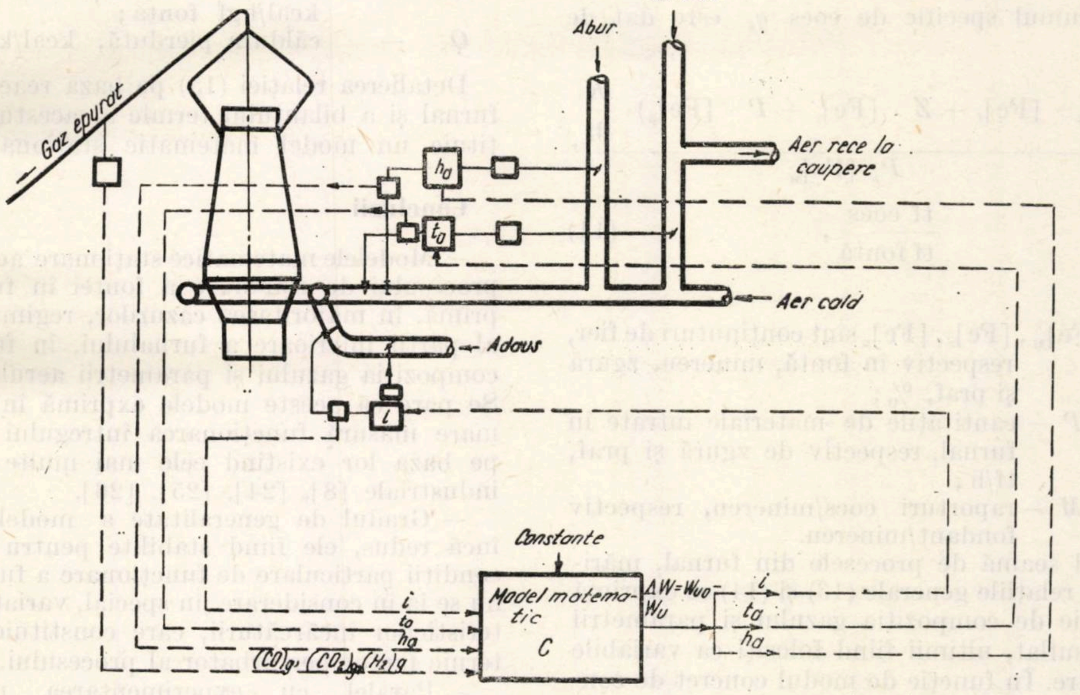


Fig. 4. Schema de principiu a conducerii cu calculator a furnalului, pe baza modelului zonei de elaborare.

Diversele modele elaborate în U.R.S.S. [17], [18], [19] se referă, de asemenea, la zona inferioară a furnalului, exprimînd fie consumul specific de cocs din bilanţul termic al zonei de reducere directă şi de ardere a cocsului, fie necesarul termic al zonei de reducere directă sau al zonei creuzetului etc.

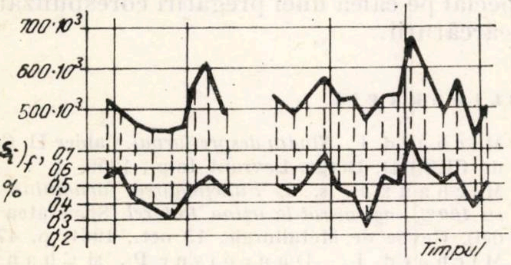


Fig. 5. Variaţia energiei termice cedate încărcăturii în zona de elaborare W_u şi variaţia conţinutului de siliciu în fonta elaborată $[Si]_f$.

În calculator se introduc continuu compoziţia gazului şi parametrii aerului suflat, iar raportul M/K se introduce manual şi temporizat în limitele 3 – 6 h. Pentru menţinerea parametrului la valoarea de referinţă se acţionează succesiv asupra mărimilor ψ_a, t_a şi M/K.

Modele unitare (globale, generale) ale furnalului

Modelarea matematică a furnalului în ansamblul său este mai puţin abordată şi în general teoretic, dat fiind complexitatea procesului, care în condiţiile luării în considerare a tuturor parametrilor şi fenomenelor, ar duce la relaţii dificil de programat pe calculatoare. Prin considerarea numai a proceselor de bază, ecuaţiile modelelor se simplifică însă, în acest caz, ele nu oglindesc fidel modul de desfăşurare a procesului de elaborare a fontei în ansamblul său.

Modelele exprimă, în general, drept criterii de conducere a furnalului, productivitatea furnalului și consumul specific de cocs, rezultate din bilanțurile de materiale și termic.

Astfel, productivitatea furnalului P_f are expresia generală:

$$P_F = \frac{1}{[\mathrm{Fe}]_f} \cdot \left[\frac{M_i}{1 + \frac{K}{M} + \frac{C}{M}} \cdot [\mathrm{Fe}]_M - Z \cdot [\mathrm{Fe}]_z - P \cdot [\mathrm{Fe}]_p \right], \ \frac{t_f}{h}, \qquad (13)$$

iar consumul specific de cocs q_k este dat de relația:

$$q_k = \frac{(P_F \cdot [\mathrm{Fe}]_f + Z \cdot [\mathrm{Fe}]_z + P \cdot [\mathrm{Fe}]_p) \cdot \frac{K}{M}}{P_F \cdot [\mathrm{Fe}]_M}, \ \frac{\text{tf cocs}}{\text{tf fontă}}, \qquad (14)$$

unde:

$[\mathrm{Fe}]_f, [\mathrm{Fe}]_M, [\mathrm{Fe}]_z, [\mathrm{Fe}]_p$ sînt conținuturi de fier, respectiv în fontă, minereu, zgură și praf, %;
M_i, Z, P — cantitățile de materiale intrate în furnal, respectiv de zgură și praf, tf/h;
$K/M, C/M$ — raporturi cocs/minereu, respectiv fondant/minereu.

Ținînd seamă de procesele din furnal, mărimile din relațiile generale (13) și (14) se exprimă în funcție de compoziția gazului și parametrii aerului suflat, ultimii fiind folosiți ca variabile de operare. În funcție de modul concret de considerare a reacțiilor din furnal, relațiile generale (13) și (14) au diferite forme particulare [17], [20].

O altă categorie de modele globale sînt deduse din transferul de căldură între fluxul ascendent de gaze și cel descendent de încărcătură [21], [22], [23].

Exprimînd acest transfer prin legea generală Fourier-Grashoff, se obține productivitatea furnalului [22]:

$$P_F = \alpha \frac{[\Delta T_2]\,^{g}_{s} - [\Delta T_1]\,^{g}_{s}}{\ln [\Delta T_2]\,^{g}_{s} - \ln [\Delta T_1]\,^{g}_{s}} \cdot \frac{1}{\sum\limits_{i=1}^{n} q_i \cdot c_i \, [\Delta T_s]_1^2 + (g_1 - g_2)} \cdot \frac{}{[\Delta T_1]\,^{g}_{;} + \Sigma Q_{re} + \Sigma Q_p}, \ \text{kgf/h} \qquad (15)$$

unde:

α este coeficientul de transfer de căldură, kcal/kgf · h · °C;
ΔT — diferența de temperatură dintre cele două fluxuri solid s și gazos g, între gura furnalului *1* și nivelul gurilor de vînt *2*, °C;
q_i — consumurile specifice de materii prime, kgf/kgf fontă;
c_i — căldurile specifice ale materiilor prime, kcal/kgf° C;
g_1, g_2 — cantitățile specifice de gaz, kgf/kf fontă;
Q_{re} — căldura reacțiilor exoterme, kcal/kgf fontă;
Q_p — căldura pierdută, kcal/kgf fontă.

Detalierea relației (15) pe baza reacțiilor din furnal și a bilanțului termic al acestuia constituie un model matematic staționar global.

Concluzii

— Modelele matematice staționare actuale ale procesului de elaborare a fontei în furnal exprimă, în majoritatea cazurilor, regimul termic al părții inferioare a furnalului, în funcție de compoziția gazului și parametrii aerului suflat. Se pare că aceste modele exprimă în cea mai mare măsură funcționarea întregului agregat, pe baza lor existînd cele mai multe realizări industriale [8], [24], [25], [26].

— Gradul de generalitate a modelelor este încă redus, ele fiind stabilite pentru anumite condiții particulare de funcționare a furnalului; nu se ia în considerare ,în special, variația caracteristicilor încărcăturii, care constituie un puternic factor perturbator al procesului.

— Paralel cu experimentarea modelelor staționare zonale, tendința actuală este de extindere a acestor modele la întregul furnal și de corectare dinamică a acestora, ținînd seamă de faptul că în realitate furnalul se găsește în regim tranzitoriu de lungă durată, care realizează trecerea între regimurile staționare teoretice.

— Pentru asigurarea unei mai bune corespondențe între ecuațiile modelelor staționare și procesele reale din furnal, este de mare importanță reducerea acțiunii mărimilor de perturbație, în special pe calea unei pregătiri corespunzătoare a încărcăturii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Michard I. *Studiu despre furnal.* Cahier II, Cahiers du CESSID, Berger-Levrant Imp., 1959.

[2] Michaux P. ș. a. *Funcționarea furnalului nr. 5 cu 100% aglomerat la uzina Paturel* (Societatea Wendel). Revue de Métallurgie, 15 oct., 1961, p. 47—65.

[3] Michard I., Dancoisne P. și Chanti G. *Funcționarea furnalelor cu 100% aglomerat.* Blast Fournace Coke Oven and Raw Materials, Conf. Proceeduys AIME, 1961.

[4] Roederer A., Boudier J. şi Michard I. *Funcţionarea cu procent ridicat de aglomerat a furnalului.* Revue de Métallurgie, 15 oct., 1961, p. 65—87.

[5] Bounivard G. şi Rist A. *Studiul experimental al reducerii aglomeratului de fier cu gaz în contracurent.* Revue de Métallurgie, nr. 5, 1962, p. 401—416.

[6] Kitaev B. J. ş.a. *Stadiul actual al teoriei schimburilor de căldură în furnal.* Journées Internationalles de Sidérurgie. Luxemburg, 1962, p. 47—58.

[7] Kopelovici A. P. *Avtomaticeskoie regulirovanie v ciornoi metallurghii.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[8] Staib C. *Controlul funcţionării furnalului alimentat cu aglomerat.* Revue de Métallurgie, nr. 1, 1964, p. 1—26.

[9] Staib C., Dancoisne P. şi Michard I. *Consideraţii teoretice asupra automatizării conducerii furnalului.* Journées Internationalles de Sidérurgie. Amsterdam, 1965, p. 133—144.

[10] Staib C., Rist A. şi Michard I. *Perspectivele producerii fontei.* Iron and Steel Institute, Publication 102, Londra, 22—23 oct., 1966, p. 84.

[11] Guillemain P., Jousseau N. şi Bécé P. *Conducerea automată şi studiul regimurilor tranzitorii la două furnale alimentate cu aglomerat.* Revue de Métallurgie, nr. 11, 1967, p. 961—986.

[12] Staib C., Jousseau N. şi Guillemain P. *Consideraţii asupra reglării automate a regimului termic al furnalului cu ajutorul analizei gazului de furnal.* Revue de Métallurgie, nr. 5, 1967, p. 437—446.

[13] * * * *Contribuţie la automatizarea funcţionării furnalului cu ajutorul unui model pe bază de bilanţ al furnalului prin utilizarea unui calculator.* SAT, Ahteelung für Automatisierung-technik, 1966.

[14] Poos A., Vidal R. şi Lückers J. *Sistem de control al funcţionării furnalului cu ajutorul unui ordinator.* Journées Internationalles de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 177—186.

[15] Katsura K. şi Yamamoto T. *Controlul funcţionării furnalului cu calculator.* Journées Internationalles de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 207—216.

[16] Staib C. ş.a. *Comportarea dinamică a furnalului şi metodă de reglare automată.* Revue de Métallurgie, nr. 11, 1968, p. 717—749.

[17] Bodnarenko P. S. *Avtomatizaţia profesov domenovo proizvodstvo s primeneniem scetno resaiuscih ustroistvo.* Moscova, Gosenergoizdat, 1963.

[18] Efimenko G. C. ş.a. *Reglarea coborîrii încărcăturii pe baza presiunii gazelor şi a repartizării materialelor pe secţiunea furnalului.* Stali, nr. 10, 1962, p.871—875.

[19] Pohvisnev A. N. *Problemele automatizării proceselor din furnal.* Stali, nr. 10, 1963, p. 875—878.

[20] Sawas E. S. *An approach to computer control of the blast furnace.* Control Systems, Technical Report Series, nr. 4, 1961.

[21] Dumitraşcu P. *Conducerea optimizată a furnalelor.* Metalurgia, nr. 7, 1963, p. 458—467.

[22] Dumitraşcu P. *Model matematic al furnalului pentru reglare optimizată.* Journées Internationalles de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 233—235.

[23] Flierman G. A. şi M'van Langen J. *Rezolvarea numerică a unui model al furnalului, bazată pe cinetica reacţiilor.* Journées Internationalles de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 114—123.

[24] Jourde P. *Controlul şi reglarea automată a unui furnal cu ajutorul unui calculator industrial.* Journées Internationalles de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 155—167.

[25] M'van Langen J., Flierman G. A. şi Haseneck N. A. *Automatizarea furnalului.* Journées Internationalles de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 168—176.

[26] Beswick A. A. ş. a. *Simularea conducerii furnalului cu calculator digital.* Iron and Steel Institute, 1869—1969, Centenary Preprint, 1969, p. 20—27.

◆

CĂRŢI NOI APĂRUTE ŞI ÎN CURS DE APARIŢIE

Pilorge René
COMPRENDRE L'INFORMATIQUE
(Să înţelegem informatica)
Paris, Franţa, Ed. Felmas-Collection „Ce qu'il faut savoir", 1969, p. 256

Bunshah R. F.
TECHNIQUES OF METALS RESEARCH. Vol. I: TECHNIQUES OF MATERIALS PREPARATION AND HANDLING
(Metode de lucru în cercetarea metalelor. Vol. I: Metodele de preparare şi tratare a materialelor)
New York, 1968, Ed. John Wiley and Sons

RATIONALISIERUNG DURCH STANDARDISIERUNG
(Raţionalizare prin standardizare)
Berlin (R.D.G.), 1968, VEB Verlag Technik

Ulick R. Evans
THE CORROSION AND OXIDATION OF METALS
(Coroziunea şi oxidarea metalelor)
Londra, 1968

Krisch W.
KORROSION IM BODEN. GRUNDLAGEN UND SCHUTZMETHODEN
(Coroziunea în sol. Principii şi metode de protecţie)
Stuttgart (R. F. G.), 1968, Ed. Franksche Verlagsbuchhandlung

Beckert-Neumann
GRUNDLAGEN DER SCHWEISSTECHNIK
(Principiile tehnicii sudării)
VEB Verlag Technik, Berlin (R.D.G.), 1968

1968 FINISHING HANDBOOK & DIRECTORY
(Manual şi anuar de finisare a metalelor, 1968)
Londra, Ed. Sawell Publications Ltd., 1968

EIGENSCHAFTEN UND ANWENDUNG HOCHSCHMELZENDER UND REAKTIVER METALLE
(Proprietăţile şi aplicaţiile metalelor reactive şi cu punct înalt de topire)
Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1968

MODERN THEORY IN THE DESIGN OF ALLOYS
(Teoria modernă în concepţia aliajelor)
Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

PROGRESS IN METALLURGICAL TECHNOLOGY
(Progrese în tehnologia metalurgică)
Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

◆

Influenţa fosforului asupra viscozităţii fierului saturat cu carbon

Conf. dr. ing. I. DRAGOMIR
Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 669.15–194 : 669.779 : 532.13

L'INFLUENCE DU PHOSPHORE SUR LA VISCOSITÉ DU FER SATURÉ EN CARBONE

On présente les données obtenues par voie expérimentale concernant l'influence du phosphore sur la viscosité des fontes. Le phosphore fluidifie en grande mesure la fonte saturée en carbone. Probablement le phosphore modifie la configuration des microgroupements Fe—C, affaiblissant leur liaison avec l'alliage.

INFLUENCE OF PHOSPHORUS UPON VISCOSITY OF CARBON-SATURATED IRON

Experimentally obtained data regarding influence of phosphorus upon cast iron viscosity are presented. Phosphorus fluidizes to a great extent carbon-saturated cast iron. Most likely that phosphorus modifies the configuration of Fe—C microclusters, loosening their bond with the alloy.

Viscozitatea aliajelor fier-carbon şi fier-carbon-fosfor a fost determinată de un număr relativ mare de autori [1] dar rezultatele prezintă discordanţe destul de mari (fig. 1). Aceasta se explică în cea mai mare parte prin particularităţile metodelor folosite şi prin dificultăţile care apar la determinarea viscozităţii aliajelor conţinînd carbon.

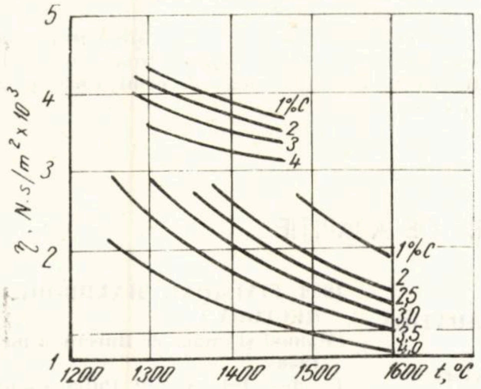


Fig. 1. Influenţa carbonului asupra viscozităţii dinamice a aliajelor Fe—C:
I – determinările lui Tillman şi Wimmer;
II – determinările lui Esser, Preiss şi Bunghardt.

În cele ce urmează se prezintă rezultatele determinării viscozităţii aliajelor Fe—C—P, în condiţiile saturării lor cu carbon.

Pentru determinarea viscozităţii s-a folosit un viscozimetru cu oscilaţii rotative, care permite efectuarea măsurărilor în vid sau în atmosferă neutră (Ar sau He), inclusiv la presiuni peste cea atmosferică. Metodica determinării viscozităţii cinematice a fost descrisă mai detaliat în lucrarea [2].

Determinările iniţiale, efectuate în creuzete de Al_2O_3, nu au fost satisfăcătoare, deoarece rezultatele obţinute nu au fost suficient de reproductibile. Aceasta se explică, probabil, prin influenţa perturbantă a reacţiei :

$$2\,[C] + \frac{2}{3}Al_2O_3 = \frac{4}{3}Al + 2\,CO, \qquad (1)$$

pentru care $\Delta G^\circ = 204\,100 - 86{,}2T$, cal/mol O_2

Deci, în condiţii standard, această reacţie începe teoretic la :

$$T = \frac{204\,100}{86{,}2} = 2\,373\,^\circ K \text{ sau } 2\,100\,^\circ C$$

Avînd în vedere însă că reacţia (1) este însoţită de dizolvarea aluminiului în aliaj, la $P_{CO} = 1$ at :

$$\Delta G = \Delta G^\circ + \frac{4}{3}RT\ln a_{Al}$$

şi că astfel, spre exemplu, prin formarea unei soluţii diluate de 0,01% Al :

$$\Delta G = \Delta G^\circ + \frac{4}{3}RT\times(-2) = \Delta G^\circ - \frac{8}{3}RT =$$

$$= 204\,100 - 86{,}2\,T - \frac{8}{3}RT,$$

precum şi posibilitatea formării unor carburi de aluminiu :

$$4Al + 3\,C = Al_4C_3 \qquad \Delta H^\circ = -\,52\,350 \text{ cal}$$

$$\Delta G = 204\,100 + \left(-\,52\,350\cdot\frac{1}{3}\right) - 86{,}2T - \frac{8}{3}RT =$$

$$= 186\,600 - T\left(86{,}2 + \frac{8}{3}R\right) = 186\,600 - 91{,}5\,T$$

şi

$$T = \frac{186\,600}{91{,}5} = 2\,050\,^\circ K \text{ sau } 1\,777\,^\circ C$$

Avînd însă în vedere că la determinările în vid sau în atmosferă neutră P_{CO} se menţine foarte mică și că pentru reacția (1), cînd $P_{CO} \neq \neq 1$ at:

$$\Delta G = \Delta G^{\circ} + \frac{4}{3} RT \ln a_{Al} + 2\ RT \ln P_{CO},$$

se poate considera că din punct de vedere termodinamic reacția dintre carbonul din aliajul aflat la saturație și alumină este posibilă și la temperaturi mai mici, iar degajarea oxidului de carbon poate denatura rezultatele determinării viscozității.

Pentru a se evita fenomenul de mai sus, determinările au fost efectuate astfel: fierul pur și prealiajul de fosfor s-au topit în vid, în creuzet de grafit, la temperatura de 1 400°C, cu menținere de 2 h, conținutul de carbon ajungînd în acest timp la saturație.

În acest fel s-au preparat probe cu 0,5; 1,0; 1,5 și 2,0% fosfor, a căror viscozitate la 1 400°C a fost determinată în creuzete cu pereți dubli, cel interior fiind din grafit, iar cel exterior, din ZrO_2.

La temperatura de 1 400°C, conform lucrării [3], în aliajele de Fe—C:

$$\lg N_{C\max} = -\frac{12{,}727}{T} + 0{,}726 \lg T - 3{,}048 \qquad (2)$$

corespunde

$$N_{C\max} = 0{,}186; \text{ de aici } [C]_{\max} = 4{,}75\%$$

Fosforul, micșorînd solubilitatea carbonului, reduce valorile lui $[C]_{\max}$. În baza relației stabilite în lucrarea [3] între creșterea conținutului de fosfor și scăderea conținutului maxim de carbon, pentru aliajele studiate în prezenta lucrare, se poate admite cu aproximație corelația prezentată în tabela 1.

Tabela 1

Conținutul de fosfor, %	Conținutul de carbon maxim, %
0,5	4,55
1,0	4,35
1,5	4,0
2,0	3,84

Prin urmare, aliajele au avut un conținut de carbon apropiat de cel al eutecticului în sistemul Fe—C.

Rezultatele determinării viscozității cinematice sînt prezentate în tabela 2.

Se observă că în lipsa fosforului, fonta cu 4,75% C are o viscozitate cinematică de $6{,}1 \cdot 10^{-3}$ cm^2/s ($6{,}1 \cdot 10^{-7}$ m^2/s).

Variația viscozității dinamice în funcție de conținutul de fosfor este redată în tabela 3.

Recalcularea viscozității cinematice în viscozitate dinamică s-a făcut prin utilizarea valorilor densității aliajelor Fe—C, obținute în lucrarea [4] și considerîndu-se că înlocuirea unor cantități mici de carbon prin fosfor nu modifică în mod practic densitatea aliajului.

Tabela 2

[C], %	[P], %	Viscozitatea cinematică	
		ν, $cm^2/s \times 10^3$ (Stokes) $\times 10^3$	ν, $m^2/s \times 10^3$ (Unități S.I.) $\times 10^2$
4,75	—	6,10	0,00061
4,55	0,5	4,80	0,00048
4,35	1,0	3,80	0,00038
4,00	1,5	3,25	0,000325
3,84	2,0	3,00	0,00030

Tabela 3

Conținutul de carbon, %	Conținutul de fosfor, %	Viscozitatea dinamică	
		η, $g\ s/cm^2 \times 10^2$ (Poise) $\times 10^2$	η, $NS/m^2 \times 10^2$ (Unități S.I.) $\times 10^2$
4,75	—	4,12	0,412
4,55	0,5	3,26	0,326
4,35	1,0	2,74	0,274
4,00	1,5	2,20	0,220
3,80	2,0	1,98	0,198

În concluzie se observă că fosforul fluidifică în măsură importantă fonta saturată în carbon. Efectul de fluidificare este incomparabil mai accentuat decît în aliajele binare Fe—P[2]. Acest fapt se explică, după toate probabilitățile, prin particularitățile ordinii apropiate a acestor aliaje. Probabil că fosforul modifică configurația microgrupărilor Fe—C, slăbind legătura lor cu aliajul, ceea ce duce la scăderea viscozității.

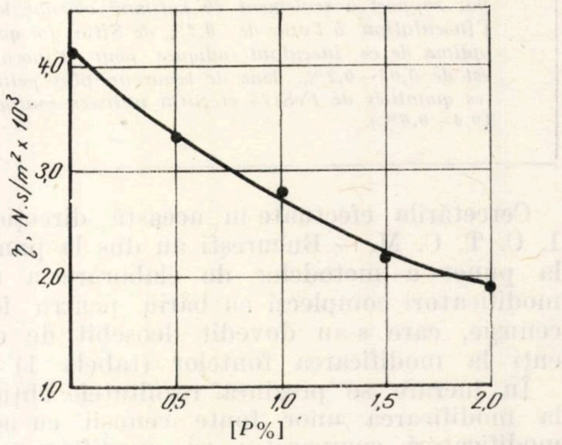


Fig. 2. Influența fosforului asupra viscozității dinamice a aliajelor Fe—C—P saturate cu carbon.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nehendzi Iu. A. *Stalinoe litio. Metallurghizdat*, 1948.
[2] Dragomir I. *Studii și cercetări de metalurgie*. Vol. 10, nr. 1, 1965.
[3] Schenck H., Steinmitz E. și Gohlke R. *Archiw für das Eisenhüttenwesen*, nr. 12, 1966, p. 37.
[4] Filippov E. S. și Samarin A. M. În culegerea *„Fizikohimiceskie osnovî proizvodstva stali”*. Moscova, 1968.

Cercetări privind modificarea fontelor cenuşii cu modificatori complecşi cu bariu (I)*

Ing. D. M. ŞTEFĂNESCU şi ing. GH. BOLINTINEANU
I. C. T. C. M. – Bucureşti

CZ 669.131.6 :669.131.622

RECHERCHES CONCERNANT L'INOCULATION DES FONTES GRISES À L'AIDE D'INOCULANTS COMPLEXES À BARYUM (I)

On présente les résultats concernant l'inoculation comparative de quelques fontes grises à l'aide d'inoculants conventionnels et complexes: FeSi75; SiCa, SiCaBa (60–65% Si; 18–25% Ca; 3–7% Ba; le reste Fe), SiCaBaAlMg (62–66% Si; 10–14% Ca; 1–3% Ba; 7–12% Al; 1–2% Mg; le reste Fe). On a constaté que le SiCaBa a la plus grande puissance de graphitisation. On considère que cela est dû à l'effet combiné d'agrandissement du nombre de germes de cristallisation eutectique provoqué par le calcium et d'accroissement de la vitesse d'agrandissement des germes, provoqué par le baryum.

Du point de vue des caractéristiques de résistence, les meilleurs résultats ont été obtenus lors de l'inoculation à l'aide du SiCaBaAlMg. Ainsi, lors de la modification d'une fonte ayant $S_E = 0,73$, *à l'aide de 0,2% de SiCaBaAlMg, on a obtenu une résistence à la rupture à une traction moyenne de 34,7 kgf/mm²* *par rapport à seulement 29 kgf/mm² obtenue lors de l'inoculation à l'aide de 0,2% de SiCa. La quantité optima de ce inoculant indiquée pour l'inoculation est de 0,05–0,2%, donc de beaucoup plus petite que les quantités de FeSi75 et SiCa utilisées couramment (0,4–0,6%).*

INVESTIGATIONS REGARDING GREY–IRON INOCULATION BY MEANS OF COMPLEX INOCULANTS CONTAINING BARIUM

The paper presents results of investigations regarding comparative inoculation of grey iron due to following conventional and complex inoculants: FeSi75; SiCa, SiCaBa (60–65% Si; 18–25% Ca; 3–7% Ba; rest Fe), SiCaBaAlMg (62–65% Si; 10–14% Ca; 1–3% Ba; 7–12% Al; 1–2% Mg; rest Fe). It was established that SiCaBa has the greatest graphitizing power. It is assumed that the fact is due to a combined effect: increased number of eutectic cristallization germs induced by calcium, and increased growing speed of germs induced by barium. As regards strength properties, best results were obtained when SiCaBaAlMg was used. Thus, in inoculatying grey-iron having $S_E = 0.73$ *with 0.2% SiCaBaAlMg, a mean tensile breaking strength of 34.7 kgf/mm² was obtained, as compared with only 29 kgf/mm² in the case of 0.2% SiCa. Optimal amount recommended for this inoculant is 0.05–0.22%, consequently much lower than the usual amounts of FeSi75 and SiCa (0.4–0.6%).*

Cercetările efectuate în această direcţie la I. C. T. C. M. – Bucureşti au dus la punerea la punct a metodelor de elaborare a unor modificatori complecşi cu bariu pentru fonta cenuşie, care s-au dovedit deosebit de eficienţi la modificarea fontelor (tabela 1) [1]. În lucrare se prezintă rezultatele obţinute la modificarea unor fonte cenuşii cu aceşti modificatori comparativ cu modificarea cu FeSi75 şi SiCa.

Influenţa comparativă a diferitelor tipuri de modificatori

Pentru experimentările din acest grup de încercări s-a folosit ca agregat de topire un cuptor cu inducţie cu capacitatea de 100 kg fontă, la frecvenţa de 2 500 Hz. În încărcătura cuptorului s-a folosit fontă brută Călan (cu compoziţia 3,8% C; 2,0% Si; 0,75% Mn; 0,112% P; 0,017% S) şi fier vechi.

S-a corectat conţinutul de carbon prin adaos de cocs. Modificatorii s-au adăugat pe jetul de fontă care curgea în oalele de 20 kg cu care s-a turnat. Durata de menţinere în oală după modificare a fost mai mică de 1 min. În toate cazurile, cantitatea de modificator adăugat a fost de 0,2%.

Fontele modificate au fost turnate în forme crude. S-au turnat concomitent bare cu diametrul de 30 mm şi probe pană. În cadrul acestui grup de încercări s-au elaborat două şarje numerotate *1* şi *2*. Compoziţiile chimice şi regimurile termice de elaborare–modificare–turnare ale acestor topituri se dau în tabela 2.

Din topitura 1 s-au turnat două probe, modificate cu SiCa şi cu Modifin 3 (MB3), care au demonstrat calităţile superioare ale modificatorului MB3 faţă de SiCa.

Din topitura 2 s-au turnat cinci probe: nemodificată, modificată cu FeSi75, modificată cu SiCa, modificată cu Modifin 2 (MB2) şi modificată cu Modifin 3 (MB3).

Rezultatele obţinute privind caracteristicile mecanice, adîncimea de albire şi numărul de celule eutectice sînt prezentate în tabela 3.

După cum s-a menţionat, la modificare s-a folosit în toate cazurile aceeaşi cantitate de modificator (0,2%) pentru toate încercările. Evident că acest lucru este în defavoarea modificării cu FeSi 75 dar s-a adoptat această metodă pen-

---

* Lucrarea a fost prezentată parţial la cel de-al 36-lea Congres internaţional de turnătorie.

Tabela 1

Modificatorul	Compoziția chimică, %							
	Si	Ca	Ba	Al	Mg	Zr	Ti	Fe
Modifin 1-MB1	62—66	10—14	1—3	7—12	1—2	0,4—0,6	0,06—0,2	rest
Modifin 2-MB2	62—66	10—14	1—3	7—12	1—2	—	—	rest
Modifin 3-MB3	60—65	18—25	3—7	0—1,5	—	—	—	rest

Tabela 2

Topitură	Compoziția chimică, %					S_E	Temperatura de supraincălzire, °C	Temperatura de modificare, °C
	C	Si	Mn	P	S			
1	2,65	1,30	0,87	0,09	0,016	0,69	1 450	1 350
2	2,83	1,21	0,86	0,089	0,034	0,73	1 520	1 400

Tabela 3

Proba	Modificare, 0,2%	σ_r pe ∅ 30, kgf/mm²	HB pe ∅ 30. kgf/mm²	Albire, mm	Celule eutectice pe cm
1.1	SiCa	32,5	248	13	13,4
1.2	MB3	34,0	235	5	15,0
2.1	—	—	446	50	—
2.2	FeSi	25,3	311	42	11,6
2.3	SiCa	29,0	255	16	14,3
2.4	MB2	34,7	248	8	23,6
2.5	MB3	30,7	269	6	18,4

tru a obţine o idee cît mai corectă despre eficienţa comparativă a modificatorilor întrebuinţaţi.

Din datele prezentate în tabela 3, referitoare la şarja 1, se constată superioritatea modificatorului MB3 faţă de SiCa. Într-adevăr, MB3 a redus mai mult adîncimea de albire şi duritatea şi a mărit mai mult numărul de celule eutectice şi rezistenţa de rupere la tracţiune decît SiCa. Cum diferenţa dintre MB3 şi SiCa constă numai în aceea că MB3 are în plus 3—7 % Ba, efectele superioare ale acestuia trebuie puse pe seama prezenţei bariului în modificator.

La şarja 2 s-a efectuat un studiu mai complet privind influenţa diferiţilor modificatori asupra structurii şi proprietăţilor fontelor cenuşii.

Structura. Probele 2. 1., turnate din fontă nemodificată, au avut în structură o mare cantitate de ledeburită, datorită gradului de eutecticitate scăzut. În structura fontelor modificate cu FeSi grafitul a fost în întregime de subrăcire, de tip E şi D. În cazul modificării cu SiCa a apărut şi o cantitate apreciabilă de grafit tip A. La fontele modificate cu MB2 şi MB3, în microstructură a predominat grafitul tip A.

Masa metalică de bază a fost complet perlitică la fontele modificate cu SiCa, MB2 şi MB3. În schimb la fonta modificată cu FeSi în structură a existat o oarecare cantitate de cementită liberă.

Rezultatele influenţei diferiţilor modificatori asupra macrostructurii (numărului de celule eutectice) se prezintă în figura 1. Se constată că numărul cel mai mare de celule eutectice s-a obţinut la folosirea modificatorilor complecşi MB2 şi MB3. La modificarea cu MB3 s-a obţinut un număr de celule eutectice, net superior cazului modificării cu SiCa, lucru care trebuie pus pe seama prezenţei bariului. Totuşi, modificatorul cel mai eficient a fost MB2, care în afară de bariu a avut în compoziţia sa aluminiu şi magneziu. Este de presupus că magneziul a împiedicat întrucîtva creşterea germenilor eutectici [2], mărind prin aceasta numărul celulelor eutectice.

Adîncimea de albire. Influenţa diferiţilor modificatori asupra adîncimii de albire este prezentată în figurile 2 şi 3. Se observă că, după cum era de aşteptat, cea mai mică

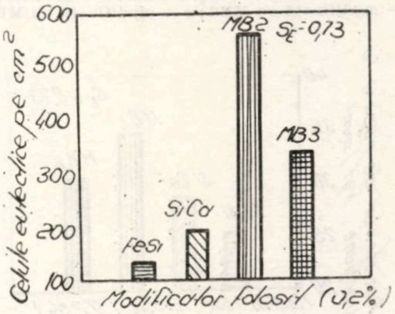


Fig. 1. Influenţa tipului de modificator asupra numărului de celule eutectice la bare cu ∅ 30 mm, turnate dintr-o fontă cu $S_E = 0,73$.

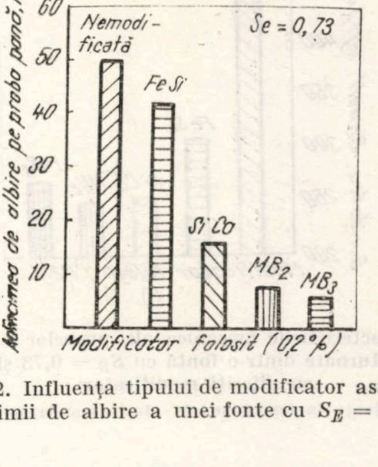


Fig. 2. Influenţa tipului de modificator asupra adîncimii de albire a unei fonte cu $S_E = 0,73$.

adîncime de albire s-a obținut la modificarea cu MB3 (6 mm), față de 50 mm cît a fost la fonta nemodificată. MB2 a avut o acțiune aproape la fel de puternică ca MB3.

Pe de altă parte rezultă clar efectul net superior al SiCa (16 mm) față de cel al FeSi (42 mm).

Caracteristicile mecanice. Rezultatele privind caracteristicile mecanice ale fontei cu $S_E = 0,73$, turnată în bare cu Ø 30 mm și modificată diferit, se prezintă în figura 4.

Se observă că fonta modificată cu MB2 a avut o rezistență medie de rupere la tracțiune de 34,7 kgf/mm² față de 30,7 kgf/mm² cît s-a obținut cu modificarea cu MB3, 29,7 kgf/mm² la modificarea cu SiCa și 25,3 kgf/mm² la modificarea cu FeSi. Așadar, modificatorii complecși cu bariu sînt net superiori modificatorilor curenți și, din punct de vedere al rezistenței la rupere la tracțiune, rezultatele cele mai bune s-au obținut cu modificatorul care a avut în compoziție în afară de bariu și aluminiu și magneziu.

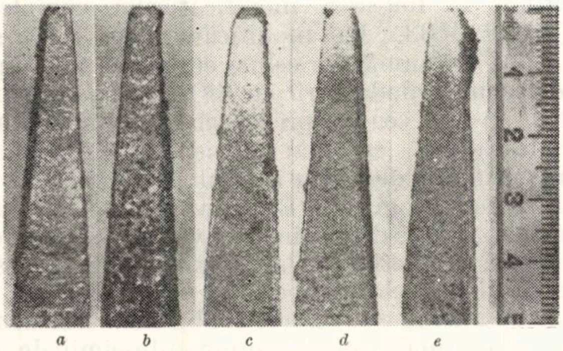


Fig. 3. Rupturile probelor pană, turnate dintr-o fontă cu $S_E = 0,73$:
a – nemodificată ; *b* – modificată cu FeSi ; *c* – modificată cu SiCa; *d* – modificată cu MB2 ; *e* – modificată cu MB3.

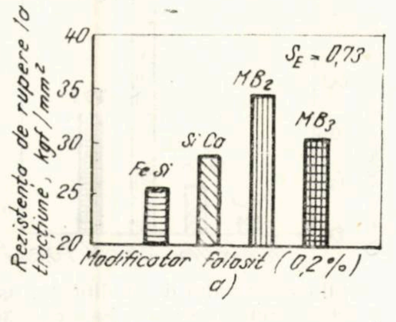


Fig. 4. Caracteristicile mecanice ale probelor cu diametrul de 30 mm, turnate dintr-o fontă cu $S_E = 0,73$ și modificată cu diferiți modificatori :
a – rezistența la tracțiune ; *b* – duritatea Brinell 10/3000.

Din punct de vedere al durității, SiCa, MB2 și MB3 se comportă aproximativ analog, micșorînd duritatea de la 446 HB, cît avea fonta nemodificată, pînă la 248–269 HB.

Ca și în celelalte cazuri, dintre toți modificatorii utilizați, cele mai slabe rezultate s-au obținut la modificarea cu FeSi.

Considerații privind mecanismul de acțiune al modificatorilor cu bariu

Unul dintre efectele cele mai importante ale modificării fontelor cu modificatori grafitizanți este mărirea gradului de grafitizare a fontelor supuse modificării. Grafitizarea care rezultă în urma modificării este rezultatul a două fenomne : mărirea gradului de grafitizare a fontei prin efect de aliere și influențarea germinării cristalizării eutectice.

În tabela 4 se prezintă efectul de aliere a celor patru modificatori folosiți asupra carbonului echivalent al fontei supuse modificării. Se constată că din punctul de vedere al măririi gradului de grafitizare prin efect de aliere (mărirea carbonului echivalent) cel mai eficient este FeSi. Totuși, în general, cel mai eficient modificator grafitizant este MB3. Aceasta dovedește că în grafitizarea la cristalizarea primară, fenomenul cel mai important este influențarea germinării cristalizării eutectice. S-a arătat că MB3, care este în fond un aliaj SiCaBa, are o putere modificatoare mai mare decît SiCa. Acest lucru nu poate fi pus decît pe seama bariului. Se presupune [2], [3] că bariul mărește viteza de creștere a germenilor de cristalizare eutectică, micșorînd prin aceasta durata totală de solidificare și favorizînd, prin urmare [4], cristalizarea după sistemul stabil.

Într-un modificator complex de tip SiCaBa se combină efectul de mărire a numărului de germeni exercitat de calciu cu efectul de mărire a vitezei de creștere a germenilor exercitat de bariu, obținîndu-se ca rezultat un efect grafitizant mult mai puternic [2].

Tabela 4

Modificatorul	Elementele de aliere grafitizante, %		Influența specifică a elementelor de aliere asupra C echivalent		Influența totală a elementelor de aliere asupra C echivalent (0,2% Σ infl. sup)
	Si	Al	Si	Al	
FeSi75	75	2,7	0,3·0,75	0,25·0,027	0,046
SiCa	55	2	0,3·0,55	0,25·0,02	0,034
MB2	64	9	0,3·0,64	0,25·0,09	0,042
MB3	62,5	—	0,3·0,625	—	0,036

Influența cantității de modificator

Experimentările din acest grup de încercări s-au executat în condiții industriale, folosindu-se ca agregat de topire un cuptor cu inducție de 3,5 t la frecvența rețelei. S-a elaborat o fontă slab aliată cu cupru și crom (topitura 3). După ce fonta a fost supraîncălzită la 1 450 °C s-au modificat cantități de 50 kg fontă, cu diferite cantități de modificator MB2. În toate cazurile, modificatorul a fost plasat pe fundul oalei, înainte de turnarea fontei în oală. După modificare fonta a fost turnată în bare verticale, cu diametrul de 30 și 15 mm.

Tabela 5

Proba	Modificatorul, %	Compoziția chimică, %	
		Si	S_E
3.1	—	2,18	0,87
3.2	0,05 MB2	2,21	0,87
3.3	0,10 MB2	2,24	0,87
3.4	0,20 MB2	2,30	0,88
3.5	0,40 MB2	2,42	0,89

Tabela 6

Proba	Rezistența la rupere la tracțiune, kgf/mm²		Duritatea Brinell, kgf/mm² 2,5/187,5	
	Ø 30	Ø 15	Ø 30	Ø 15
3.1	24,0	—	219	321
3.2	26,9	34,3	200	241
3.3	—	34,5	—	229
3.4	28,6	35,0	187	234
3.5	28,3	34,8	182	226

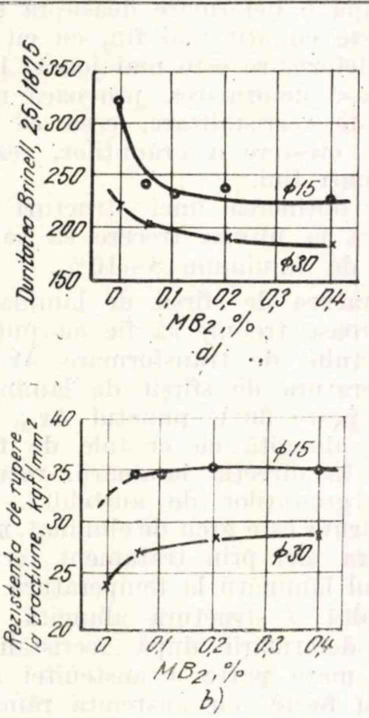


Fig. 5. Variația caracteristicilor mecanice ale unei fonte cu $S_c = 0,87$, aliată cu 0,29 % Cu și 0,14 % Cr, funcție de cantitatea de modificator MB2 folosită :

a – duritatea Brinell 2,5/187,5; *b* – rezistența de rupere la tracțiune.

Compozițiile chimice ale probelor din topitura 3, folosite la acest gen de încercări, precum și cantitățile de modificator adăugate, sînt prezentate în tabela 5. Compoziția fontelor a fost: 3,10 %C; 2,18 % Si; 0,50 % Mn; 0,26 % P; 0,15 %S; 0,29 % Cu; 0,15 % Cr.

Caracteristicile mecanice medii ale probelor din topitura 3 se dau în tabela 6.

După cum rezultă din figura 5, trasată pe baza datelor din tabela 6, rezistența crește chiar de la adaosul de 0,05 % modificator complex MB2. Peste 0,1 % modificator, creșterea nu mai este remarcabilă. La 0,2 % MB2 se obține rezistența maximă de 28,6 kgf/mm² pentru bare cu Ø 30 mm, turnate în amestec crud.

Duritatea scade la creșterea adaosului de modificator, efectul fiind mai puternic la epruvetele cu Ø 15 mm decît la cele cu Ø 30 mm. Se observă scăderea netă a durității la adaosul de 0,05 % MB2. Peste 0,1 % MB2 adăugat, duritatea nu mai scade sensibil. Rezultă, așadar, că proporția în care este indicată folosirea modificatorului complex MB2 este de 0,05—0,2 %.

Concluzii

— Experiențele de modificare comparativă cu FeSi75, SiCa, MB2 (SiCaBaAlMg) și MB3 (SiCaBa) au demonstrat că din punct de vedere al măririi gradului de grafitizare (micșorarea adîncimii de albire) cel mai eficient este MB3.

— Din punct de vedere al caracteristicilor de rezistență cele mai bune rezultate s-au obținut la modificarea cu MB2. Astfel, la modificarea unei fonte cu $S_E = 0,73$ cu 0,2 % MB2 s-a obținut o rezistență de rupere la tracțiune de 34,7 kgf/mm² pe bare de Ø 30, față de 30,7 kgf/mm² cît s-a obținut la modificarea cu 0,2% MB3 și față de 29,0 kgf/mm² cît s-a obținut la modificarea cu 0,2 % SiCa.

— În toate cazurile cele mai slabe rezultate s-au obținut la modificarea cu FeSi75.

Cantitatea optimă de modificator MB2, care se indică pentru modificare, este de 0,05—0,2%, deci cu mult mai mică față de cantitățile de FeSi și SiCa, folosite în mod curent (0,4—0,6 %).

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni L. și Ștefănescu D. M. *Recherches sur l'élaboration et l'utilisation de certains modificateurs complexes pour obtenir des fontes grises à propriétés mécaniques élevées.* 36ᵉ Congrès International de Fonderie, Belgrad, sept. 1968.

[2] Ștefănescu D. M. *Despre definirea și mecanismul fenomenului de modificare a fontelor.* Metalurgia, nr. 1, 1970.

[3] Morrogh H. *The status of the metallurgy of cast irons.* The Journal of The Iron and Steel Institute, nr. 1, 1968, p. 1—10.

[4] Forest R. D., Hewaidy I. F. și Kondic V. *Segregation of a third Element in the Fe—C Eutectic.* Cast Metals Research Journal, vol. 4, nr. 4, dec., 1968, p. 190—196.

REALIZĂRI TEHNICE

Influenţa temperaturii de sfîrşit de laminare asupra proprietăţilor mecanice ale tablelor groase. Laminare cu temperatură controlată

Ing. I. CĂLUŢOIU
Combinatul siderurgic – Galaţi

CZ 621.671.23 :621.77.01 :669–413

L'INFLUENCE DE LA TEMPÉRATURE DE LA FIN DU LAMINAGE SUR LES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES DES TÔLES ÉPAISSES. LE LAMINAGE À TEMPÉRATURE CONTRÔLÉE

En vue d'obtenir des tôles ayant des propriétés mécaniques superieures, au laminoir de tôles épaisses de Galatzi on applique, avec succès, le laminage des tôles épaisses à température contrôlée.

Cela est possible grâce aux installations modernes avec lesquelles on a doté ce laminoir, à l'aide desquelles on peut contrôler et diriger le processus de fabrication (calculateurs de processus, appareils de mesure et de contrôle qui mènent le processus technologique dans les limites optima).

Le régime de laminage à température contrôlée décrit dans cet article pour la marque d'acier ST 52–3N s'applique avec succès à toutes les marques d'acier ayant des compositions chimiques rapprochées.

INFLUENCE OF ROLLING AND-TEMPERATUR ON MECHANICAL PROPERTIES OF PLATES. ROLLING UNDER CONTROLLED TEMPERATURE

In view to obtain plates with high mechanical properties at the plate mill in Galatz, rolling under controlled temperature was applied with favourable results.

These achievements are due to the modern equipment the mill is supplied with, and which allow to control and to monitor the operating process (process computers, measuring and control devices which maintain operation within optimal limits).

Rolling under controlled temperature as described in the paper for ST 52—3N steel, may be applied with favourable results to all steel brands having close-range chemical composition.

La Laminorul de tablă groasă din Galaţi se laminează sortimente de table utilizate în construcţii metalice, construcţii navale, cazane şi construcţii sudate care, pe lîngă proprietăţile mecanice statice (rezistenţa la rupere, limita de curgere şi alungirea), trebuie să posede proprietăţi ridicate de îndoire, rezilienţă, rezistenţă la rupere casantă la temperaturi joase, omogenitatea proprietăţilor şi rezistenţă la îmbătrînire.

Aceste proprietăţi sînt determinate de structura internă a tablelor finite după laminare care, pe lîngă calitatea oţelului şi compoziţia chimică, sînt influenţate de factorii de laminare.

O pondere importantă în realizarea proprietăţilor mecanice ale tablelor groase o are temperatura de sfîrşit de laminare şi reducerile la ultima trecere.

Laminorul de tablă groasă din Galaţi utilizează ca materie primă brame din oţeluri de convertizor cu suflare de oxigen din care circa 70 % sînt oţeluri calmate.

Înainte de a arăta unele rezultate obţinute la Laminorul de tablă groasă din Galaţi, privind regimul de laminare la ultimele trei treceri, se vor da cîteva detalii ale metodei de laminare, cu respectarea unei temperaturi corespunzătoare de sfîrşit de laminare. Se ştie că grăuntele feritic după transformare, care are loc în timpul răcirii, este o funcţie a grăuntelui austenitic înainte de această transformare. Grăuntele austenitic care se formează prin recristalizare, după o deformare deasupra deformării critice, este cu atît mai fin, cu cît temperatura de deformare este mai joasă. La temperatură joasă deformarea provoacă mai mulţi germeni de recristalizare, ceea ce depăşeşte viteza de creştere a grăunţilor, rezultînd în final grăunţi fini.

Pentru obţinerea unei structuri fine este necesar ca la ultima trecere să se aplice o reducere de minimum 8–10 %.

Temperatura de sfîrşit de laminare pentru tablele groase trebuie să fie cu puţin deasupra punctului de transformare Ar_3. În caz că temperatura de sfîrşit de laminare depăşeşte cu peste 30 °C punctul Ar_3, rezultă o structură alungită cu cristale de ferită mai orientate în direcţia laminării, rezultate din creşterea grăunţilor de austenită. Structura astfel apărută este greu de eliminat, neputîndu-se înlătura nici prin tratament termic.

În cazul laminării la temperatură joasă sub Ar_3 rezultă o structură alungită, ecruisată, datorită deformării după recristalizare, cînd cea mai mare parte a austenitei s-a transformat în ferită, iar austenita rămasă poate recristaliza numai în cadrul acestei structuri.

Structura este compusă din cristale fine de ferită, orientate în direcţia laminării sub formă de benzi întrerupte. Această structură poate fi îmbunătăţită prin reglarea temperaturii de sfîrşit de laminare sau prin tratament termic. Laminarea tablei trebuie dirijată astfel, încît temperatura de sfîrşit de laminare să fie deasupra punctului de transformare Ar_3, pentru a se evita o ferită deformată şi insuficient de recristalizată, ceea ce conferă proprietăţi defavorabile. Se caută deci o metodă prin care să se realizeze reduceri puternice pe cît posibil la temperatură uşor deasupra punctului Ar_3. Acest lucru este limitat datorită puterii instalaţiei şi, de asemenea, datorită posibilităţilor de a menţine un control bun al toleranţelor la grosime şi la planeitate.

La Laminorul de tablă groasă din Galaţi, unde se laminează table groase din oţel carbon şi slab aliate, cu conţinutul de carbon între 0,12 şi 0,24 % şi de mangan între 0,5 şi 1,5 %, se laminează la ultima trecere cu o reducere relativă de 8—10 % şi la temperatura de sfîrşit de laminare cuprinsă între 860 şi 920 °C. Exemplu : se laminează tablă de 14 mm grosime, 1 950 mm lăţime şi 25 m lungime, utilizînd priza la caja finisoare de 50 mm grosime ; se aplică următoarea schemă de reduceri la caja finisoare (tabela 1) (la care se scade cedajul cajei la fiecare trecere pentru determinarea poziţiei cilindrilor de lucru).

Tabela 1

Nr. trecere	Sens, grosime	Reducerea pe trecere, mm	Reducerea pe trecere, %	Temperatura pe trecere, °C
1	40	10	20	1 100
2	32	8	20	1 050
3	26	6	18,8	1 000
4	21,3	4,7	18	980
5	18	3,3	15,4	960
6	15,7	2,3	12,8	930
7	14	1,7	10,8	900

Laminatele astfel obţinute au proprietăţi mecanice corespunzătoare.

Din experienţa de la Laminorul de tablă groasă din Galaţi, în special asupra mărcilor de oţel ST 52—3 N, RST 37—1 s-a constatat că după laminare rapidă nu s-a obţinut rezistenţă la rupere şi la curgere, în special la sortimentele de tablă groasă peste 20 mm, datorită faptului că temperatura de sfîrşit de laminare obţinută era prea ridicată (980—1 000 °C).

Experienţa a demonstrat că nu este suficient ca înaintea ultimei treceri să se aştepte cu tabla pînă se micşorează temperatura, astfel ca, după ultima trecere, să se obţină temperatura de sfîrşit de laminare în domeniul 860—920 °C.

Pentru obţinerea tablelor cu proprietăţi mecanice corespunzătoare este necesar o laminare cu temperatură controlată ; se porneşte de la dimensiunea de 1,5 ori grosimea finită a tablei, se aşteaptă pînă se atinge o anumită temperatură (tabela 2) şi apoi se laminează ritmic, asigurîndu-se temperatura de sfîrşit de laminare, corespunzătoare sortimentului respectiv. În tabela 2 sînt date regimurile de laminare controlată pentru tablele din oţel marca ST 52—3N în urma cărora tablele au corespuns la proprietăţi conform normei DIN 17155.

În timpul laminării şi înainte de laminare răcirea pînă la temperaturile indicate în tabela 2 se realizează prin deştunderizare intensă (cu ajutorul jeturilor de apă).

La laminoarele moderne de tablă groasă, laminarea cu temperatură controlată a început să predomine mai ales la sortimentele de table slab aliate, utilizate în construcţii navale şi construcţii de poduri. Laminarea la temperatură controlată asigură o structură fină şi omogenă, care duce la obţinerea unei rezilienţe corespunzătoare la tablele groase din oţeluri cu 1,5—1,7 % Mn.

Tabela 2

Grosimea tablei, mm	Intervalul de temperatură	Antipenultima trecere: Temperatura, °C	Antipenultima trecere: Reducerea, %	Penultima trecere: Temperatura, °C	Penultima trecere: Reducerea, %	Ultima trecere: Temperatura, °C	Ultima trecere: Reducerea, %	Temperatura la sfîrşitul laminării, °C
10—15	970—880	970	20	940	20	910	10	880
15—20	980—890	980	20	950	20	920	10	890
20—25	980—880	980	20	950	20	920	10	880
25—30	980—870	980	20	940	20	900	10	870
30—40	980—860	980	20	930	20	890	10	860

Datorită laminării cu temperatură controlată, astfel de table, care în urma încercărilor mecanice atingeau rezilienţa de maximum $6\,kgf\cdot m/cm^2$ KCU 30, ating acum $8-9\,kgf\cdot m/cm^2$. În viitorul apropiat se vor obţine rezultate mai bune din punct de vedere al proprietăţilor mecanice ale tablelor groase datorită laminării tablelor cu temperatură controlată.

◆

Obţinerea lucrărilor de artă prin procedeul turnării în modele fuzibile

Ing. ALEX. BORŞAN
Combinatul fondului plastic – Bucureşti

CZ 621.74.045

L'OBTENTION DES OEUVRES D'ART PAR LE PROCÉDÉ DE MOULAGE FUSIBLE

On présente le processus technologique réalisé en vue du moulage des oeuvres d'art avec des modèles fusibles, procédé qui mène à la réalisation d'économies de 44% de la valeur des matériaux et de 90,5% de la valeur de la main-d'oeuvre, obtenant finalement une réduction du prix de revient de 57,2% en comparaison avec la méthode actuelle. On réalise ainsi d'importants bénéfices pour l'économie nationale, le bronze étant un métal déficitaire.

OBTENTION OF ART CASTINGS BY MEANS OF FUSIBLE MODELS

The paper presents the operating process utilized for obtention of art castings by means of fusible models, a method which leads to savings amounting 44% as regards the value of working materials, and 70.5% as regards manpower, so that — in the end — cost price is lowered by 57.2% as compared to the actual method. Important benefits are thus obtained for the national economy, bronze being scarce.

Procedeul de turnare a pieselor mecanice prin metoda modelelor fuzibile a căpătat o amploare deosebită, dat fiind avantajele tehnico-economice în comparaţie cu turnarea în forme din amestec de formare.

Procedeul se aplică cu succes şi la turnarea lucrărilor de artă, în care caz modelul fuzibil se obţine dintr-un amestec format din stearină 18%, parafină 18%, ceară de albine 14%, colofoniu 5%, amestec recuperat 45%.

În principiu, procesul tehnologic de formare cuprinde următoarele faze: execuţia unei cutii din ipsos *1* (fig. 1) mai mare cu circa 30 mm decît modelul *2*, care—în cazul de faţă—este un bust din ipsos. În spaţiul rămas liber între cutia din ipsos şi bust se toarnă clei de tîmplărie încălzit la circa 80°C, care are o bună fluiditate. După întărirea cleiului se obţine negativul *3* al bustului. Pentru extragerea modelului din formă se desface cutia de ipsos, care este construită din părţi demontabile, şi se secţionează negativul *3* în mai multe bucăţi (miezuri exterioare) astfel încît să fie posibilă extragerea fiecărei bucăţi de pe modelul original, întocmai cum se extrag miezurile la formarea în amestec de formare. Se asamblează apoi aceste miezuri exterioare în cutia din ipsos şi se obţine astfel o cavitate de aceeaşi formă şi dimensiuni cu modelul (bustul) din ipsos.

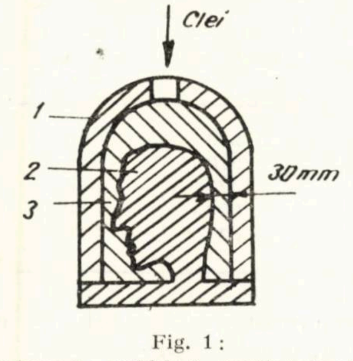


Fig. 1:
1 – cutia de ipsos; *2* – modelul; *3* – negativ (miezuri exterioare).

În această cavitate se toarnă amestecul fuzibil şi se rostogoleşte cutia din ipsos, astfel încît amestecul fuzibil să se depună pe pereţii interiori ai negativului *3*, unde se solidifică şi formează un strat cu grosimea de perete pe care trebuie să o aibă, în final, piesa turnată. Grosimea necesară se obţine prin turnarea a două pînă la cinci straturi de amestec fuzibil.

În interiorul crustei din amestec fuzibil se introduce materialul refractar pentru miezul propriu-zis, care trebuie să fie cît mai fluid pentru a reda fidel modelajul lucrării de artă. Un miez de calitate se obţine din următoarea compoziţie: 10% apă, pulbere de ţiglă roşie şi ipsos în proporţie de 45,0% fiecare.

După întărirea amestecului de miez se desface cutia din ipsos *1* şi miezurile exterioare *3*, întocmai ca la extragerea modelului original. În acest fel se obţine miezul final din figura 2, care se compune dintr-un strat de amestec fuzibil la exterior şi din material refractar în interior. Cu acest miez ca model (pe care se lipesc canalele de alimentare tot din amestec

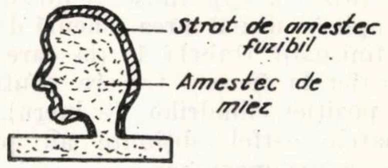


Fig. 2: Miezul final.

Tabela 1

Materiile prime și auxiliare	Cantitatea, kg	Prețul unitar, lei/kg	Valoarea totală, lei
Bronz bloc Bz6ZnT	122	16,65	2 031,300
Licopodiu	0,400	1,22	0,488
Grafit	0,200	5,00	1,100
Cupru fosforos	0,050	32,50	1,625
Cuie turnătorie	1,000	5,10	5,100
Motorină	61,000	0,84	51,240
Manopera :	Total materiale :		2 089,853
Turnare 30 × 7,80 = 234 lei			
Cizelare 24 × 7,35 = 176,40 lei			
Total manoperă = 410,40 lei			
Total materiale + manoperă = 2 500 lei			

Tabela 2

Materiile prime și auxiliare	Cantitatea, kg	Prețul unitar, lei/kg	Valoarea totală, lei
Bronz bloc Bz6ZnT	60	16,65	999,000
Ipsos	30	0,25	7,500
Clei tîmplărie	15	6,29	94,350
Stearină	3	8,75	26,25
Parafină	3	2,75	8,25
Ceară albine	0,200	75,15	15,03
Motorină	30	0,84	25,20
Manopera :	Total materiale :		1 175,58
Turnare 16 h × 6,45 = 103,20 lei			
Cizelare 4 h × 4,45 = 17,80 lei			
Total manoperă : 121 lei			
Total materiale + manoperă = 1 297 lei			

fuzibil) se realizează o formă definitivă întocmai ca la formarea clasică, folosind amestec de formare de aceeași compoziție cu a celui folosit la miez.

Se topește amestecul fuzibil, se introduce forma în rame, se îndeasă amestecul de formare în jurul ei (fig. 3) și se toarnă.

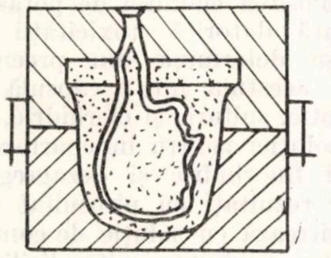


Fig. 3: Forma asamblată pentru turnare.

În continuare se prezintă un succint calcul tehnico-economic comparativ al turnării în amestec de formare față de metoda turnării cu modele fuzibile. Pentru ușurință se consideră cazul unei lucrări, care ar avea forma unui cub cu latura de 0,50 m și suprafețe cu un modelaj de complexitate medie.

Turnat după actualul procedeu (în amestec de formare) antecalculația execuției unei asemenea lucrări (materiale și manoperă) este prezentată în tabela 1. În acest exemplu s-a considerat grosimea pereților piesei de 10 mm, în majoritatea cazurilor această valoare fiind depășită, putînd ajunge la 14 – 15 mm, adică o majorare în final cu circa 50% a cantității de bronz folosite, respectiv a costului materialelor.

Antecalculul în cazul turnării aceleiași lucrări prin metoda modelelor fuzibile este prezentat în tabela 2. S-a considerat grosimea pereților piesei de 5 mm, grosime ce poate ajunge o dată cu perfecționarea lucrătorilor la 2—3 mm, adică o micșorare cu 45 – 50% a greutății bronzului.

Se observă că față de metoda actuală în cazul aplicării metodei a II-a se reduce valoarea materialelor cu 44%, iar valoarea manoperei, cu 70,5%, ceea ce duce la scăderea prețului de cost al lucrărilor, în final, cu 57,2%.

Bronzul fiind un metal deficitar, dirijat, aplicarea acestei metode aduce importante beneficii în economia națională.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lynch T. C. *Materiale și metode în sculptură*. New York, 1963.
[2] Zotov B. N. *Turnarea lucrărilor de artă*. Moscova, 1959.
[3] Militin K. N. ș.a. *Topirea și turnarea metodelor și aliajelor neferoase*. București, Editura tehnică, 1958.

Analiza prealiajelor de Fe-Si-Mg şi Fe-Si-Mg-Cu

Chim. M. FĂTU
Uzina ,,Steagul roşu" – Braşov

CZ 669.15′782′721–198 :669.15′3′782′721–198 :543

L'ANALYSE DES PRÉ-ALLIAGES DE Fe – Si – Mg ET DE Fe – Si – Mg – Cu

On présente la méthode d'analyse des pré-alliages du système Fe-Si-Mg et Fe-Si-Mg-Cu, basée sur la dissolution de l'éprouvette dans de l'acide chlorhydrique dilué, la précipitation du fer à l'aide de l'ammoniaque et le titrage de ce dernier en même temps que du ferrosilicium resté non-dissous.

ANALYSIS OF Fe – Si – Mg AND Fe – Si – Mg – Cu PREALLOYS

The paper presents a method for analizing pre-alloys belonging to the systems Fe-Si-Mg and Fe-Si-Mg-Cu, based on sample solving in diluted chlorine hydride, iron precipitation with ammonia and titration of the latter together with the unsolved ferrosilicon.

Analiza rapidă şi în acelaşi timp destul de precisă a FeSiMg şi FeSiMgCu este o problemă care interesează într-o măsură destul de mare uzinele metalurgice şi cele producătoare, în vederea obţinerii unor produse cît mai corespunzătoare.

Pînă în prezent determinarea compoziţiei chimice a acestor prealiaje se făcea prin metode clasice gravimetrice, care necesitau operaţii de lungă durată, de la două—trei zile, care nu pot satisface controlul permanent şi la timp al producţiei. Mai mult, analiza spectrală a acestui tip de material este destul de dificil de executat, datorită neomogenităţii acestuia, precum şi datorită posibilităţilor restrînse de aplicare. Acest lucru face ca tot analiza chimică să fie mai mult folosită şi indicată atît datorită posibilităţii de obţinere a unei probe medii corespunzătoare, cît şi datorită folosirii unor mijloace relativ simple, de care dispun majoritatea laboratoarelor din R. S. România.

La analiza acestor aliaje se cere în general determinarea conţinutului de fier, siliciu, magneziu, în cazul FeSiMg şi de fier, siliciu, magneziu şi cupru, în cazul FeSiMgCu. Celelalte impurităţi pe care le-ar conţine eventual interesează mai puţin fiind cunoscute din analiza materiilor prime folosite la elaborarea în cantităţi foarte mici (magneziu, ferosiliciu, cupru etc.).

Folosirea metodelor complexonometrice pentru determinarea fierului, magneziului şi cuprului simplifică foarte mult analiza acestor tipuri de aliaje.

Metodele de analiză a acestor elemente deşi cunoscute separat şi descrise în numeroase lucrări de specialitate, sînt prea puţin introduse ca metode de analiză în laboratoarele din R. S. România mai ales atunci cînd este vorba de analiza unor materiale complexe. Motivul a fost introducerea unor metode rapide, în acelaşi timp destul de precise, de analiză a acestor tipuri de prealiaje, fabricate şi utilizate în uzina ,,Steagul roşu" pentru elaborarea fontei cu grafit nodular.

În laboratorul uzinei au fost studiate şi în prezent se aplică aceste metode de analiză într-o măsură destul de mare. Determinarea durează circa 3—4 h şi poate fi aplicată oricărui tip de aliaj de acest fel.

Principiul metodei. La baza analizei acestor prealiaje stă dizolvarea probei în acid clorhidric diluat (foarte important în ceea ce priveşte reducerea timpului de analiză faţă de metoda prin dezagregarea alcalină), precipitarea fierului cu amoniac şi titrarea acestuia alături de ferosiliciu rămas nedizolvat.

Cuprul şi magneziul se determină din filtrat prin titrare complexonometrică cu complexon III : cuprul, în prezenţa mulexidului, ca indicator la $pH=8$, iar magneziul, în prezenţa negrului eriocrom T la $pH = 10$, după ce în prealabil, în cazul prezenţei cuprului, este mascat prin complexare cu cianură de potasiu (se specifică că în cazul lipsei cuprului nu este necesară folosirea cianurei de potasiu, aceasta fiind evitată datorită toxicităţii puternice).

Fierul se determină din precipitat după dizolvarea acestuia într-o capsulă de platină cu acid azotic, sulfuric şi clorhidric, evaporarea la sec a soluţiei pentru îndepărtarea siliciului şi acidului fluorhidric şi dezagregarea oxizilor de fier rezultaţi cu pirosulfat de potasiu. Fierul se titrează cu soluţie de complexon III, în prezenţa acidului sulfosalicilic ca indicator la $pH = 2-3$, din soluţia rezultată în urma dizolvării topiturii.

Siliciul se poate determina fie prin diferenţă, fie separat, prin metoda volumetrică. Se dizolvă proba în acid azotic şi clorhidric în prezenţa clorurii de potasiu, cînd siliciul precipită ca hexafluosilicatul de potasiu, se filtrează şi se titrează la cald cu soluţie de hidroxid de sodiu în prezenţa fenolftaleinei ca indicator.

Reactivi necesari.

Acid clorhidric ($d = 1{,}19$ şi $1:1$);

Acid azotic (1 + 4);

Acid sulfuric (1 + 1);

Acid fluorhidric 40 %;

Clorură de potasiu;

Hidroxid de sodiu 0,1 n;

Fenolftaleină soluţie 1 % în alcool 25 %;

Hidroxid de amoniu soluţie ($d = 0{,}91$);

Apă de brom;

Soluţie de complexon III (EDTA) 0,01 m: 7,4448 g complexon III se dizolvă în 500 cm^3 apă, adăugînd 2–3 granule de hidroxid de sodiu, se aduce într-un balon cotat de 2 500 cm^3 şi după dizolvarea completă se completează cu apă pînă la semn;

Eriocrom negru T (erio T): 1 g erio T se mojarează cu 50 g clorură de sodiu şi se păstrează într-un borcan cu dop rodat, de culoare închisă;

Murexid: 1 g se mojarează cu 250 g clorură de sodiu;

Soluţie tampon: 70 g clorură de amoniu şi 570 cm^3 de hidroxid de amoniu ($d = 0{,}91$) se diluează la un litru cu apă;

Acid sulfosalicilic soluţie apoasă 10 %.

Modul de lucru. Se cîntăresc 0,5 g prealiaj, mojarat fin, într-un pahar de 400 ml formă înaltă. Se adaugă 60 ml apă distilată rece şi 15 ml acid clorhidric ($d = 1{,}19$) picătură cu picătură, agitînd continuu soluţia pînă la dispariţia reacţiei destul de violente, însoţită de scîntei şi explozii slabe. Se fierbe apoi soluţia 15 min, acoperind paharul cu o sticlă de ceas, se adaugă soluţia de amoniac pînă la un miros slab de amoniac şi cîteva picături de apă de brom şi se lasă să fiarbă în continuare 3–4 min, fără a mai acoperi paharul cu sticla de ceas.

Soluţia se filtrează printr-o hîrtie de filtru cu porozitate medie (bandă albă), se spală cu apă fierbinte, prinzînd filtratul şi apele de spălare într-un balon cotat de 250 ml. Se răceşte şi se completează cu apă la semn. Se agită soluţia pentru omogenizare.

Determinarea conţinutului de magneziu. Din soluţia astfel obţinută se ia o alicotă de 25 ml cu ajutorul unei pipete şi se aduce într-un pahar conic de 300 ml; soluţia se neutralizează cu acid clorhidric 1 + 1, se adaugă cîteva picături de amoniac pînă la colorarea soluţiei în albastru, în cazul prezenţei cuprului. În lipsa prezenţei cuprului se foloseşte hîrtie indicatoare de pH, cînd se adaugă amoniac pînă la pH alcalin. Se diluează apoi soluţia la un volum de 100–150 ml şi numai în cazul prezenţei cuprului se adaugă un vîrf de spatulă de cianură de potasiu, cînd coloraţia albastră a soluţiei va dispare. Se adaugă apoi 20–25 ml soluţie tampon şi se titrează magneziul cu soluţie de complexon III 0,01 m în prezenţă de eriocrom negru T, ca indicator, pînă la schimbarea coloraţiei soluţiei de la roşu la albastru.

Calcularea conţinutului de magneziu se face cu ajutorul formulei:

$$\% \, \mathrm{Mg} = \frac{r \cdot V \cdot 0{,}0002432}{m} \times 100 = \frac{0{,}02432 \cdot r \cdot V}{m},$$

în care:

V reprezintă cantitatea de soluţie de complexon III, 0,01 m, folosită pentru titrarea probei, ml;

r — raportul dintre volumul total de soluţie şi cotaparte luată pentru titrare;

0,0002432 — cantitatea de magneziu, g, corespunzătoare unui ml de soluţie de complexon III 0,01 m;

m — masa probei luate în lucru, g.

Determinarea conţinutului de cupru. Pentru determinarea conţinutului de cupru se ia o alicotă de 25 ml din soluţia de analizat şi se neutralizează cu acid clorhidric 1 + 1 pînă la dispariţia coloraţiei albastre a soluţiei. Se diluează soluţia la 150 ml cu apă, se adaugă 1–2 picături soluţie amoniac pînă la apariţia coloraţiei albastre a complexului de cupru corespunzătoare unui $p\mathrm{H} = 8$ şi 25 ml soluţie tampon. Se adaugă un vîrf de spatulă de murexid ca indicator şi se titrează soluţia galben-verzuie cu complexon III, pînă la schimbarea soluţiei în mov.

Calculul conţinutului de cupru se face după formula:

$$\% \, \mathrm{Cu} = \frac{r \cdot V \cdot 0{,}0006354}{m} \times 100 = \frac{0{,}06354 \cdot r \cdot V}{m},$$

în care:

r, V *şi* m au aceeaşi semnificaţie ca la determinarea conţinutului de magneziu;

0,0006354 reprezintă cantitatea de cupru, g, corespunzătoare unui cm^3 de soluţie de complexon III 0,01 m.

Determinarea conţinutului de fier. Se cîntăresc 0,5 g probă cu precizie de 0,0002 g într-o capsulă de platină şi se dizolvă cu 40 ml acid azotic (1 + 1), 10 ml acid sulfuric (1 + 1) şi 15 ml acid fluorhidric 40 %, adăugat picătură cu picătură. După evaporarea soluţiei la sec şi terminarea degajării de vapori albi de anhidră sulfurică se adaugă 4–6 g pirosulfat de potasiu şi se topeşte timp de 10–15 min, pînă cînd masa topiturii devine limpede, iar prin rotirea ușoară a capsulei nu se mai observă substanță nedezagregată. Înainte de solidificarea topiturii se adaugă cu atenție 3–5 cm^3 acid sulfuric concentrat, se răcește și se toarnă soluția într-un balon cotat de 25 ml. Se spală capsula cu soluție fierbinte de acid sulfuric 5 % și se completează balonul cotat cu apă pînă la semn și se omogenizează.

Se ia o alicotă de 50 ml, se stabilește $pH = 1-2$ cu soluție de amoniac în prezența hîrtiei indicator de pH; se adaugă 1 ml de acid sulfosalicilic, cînd soluția se colorează în roșu și se titrează cu soluție de complexon III 0,01 m pînă la roz, se așteaptă apoi circa 5 min și se continuă titrarea pînă la virajul soluției la galben-verzui.

Calculul conținutului de fier se face cu ajutorul formulei:

$$\% \mathrm{Fe} = \frac{r \cdot V \cdot 0{,}0005585}{m} \times 100 = \frac{0{,}05585 \cdot r \cdot V}{m},$$

în care:

V, r și m – au aceeași semnificație ca la celelalte determinări;

0,0005585 – cantitatea în grame de fier, corespunzătoare unui ml de soluție de complexon III 0,01 m.

Observații. Cianura de potasiu se folosește numai în cazul prezenței cuprului care deranjează la determinarea complexonometrică a magneziului. Manipularea acestui reactiv trebuie să se facă cu atenție întrucît constituie o otravă puternică.

Pentru determinări mai exacte este necesar să se verifice conținutul de magneziu rămas eventual nedizolvat la dizolvarea probei în acid clorhidric. Pentru aceasta se ia o alicotă prin soluția destinată pentru determinarea fierului; se precipită fierul cu amoniac și din filtrat se determină magneziul conform metodei expuse.

◆

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through

PUBLICOM

the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency
22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

Determinarea fotocolorimetrică a cantității de liant-degresant în amestecurile refractare

Chim. MARIA PANITI
Fabrica de produse refractare – Alba-Iulia

CZ 666.76 :543.432 :621.743.422

LA DÉTERMINATION PHOTOCOLORIMÉTRIQUE DE LA QUANTITÉ DE LIANT-DÉGRESSANT DANS LES MÉLANGES RÉFRACTAIRES

Dans cet ouvrage on décrit la méthode de détermination du rapport liant — dégressant dans les mélanges réfractaires.

La méthode mise au point est basée sur le mesurage, dans certaines conditions, de la capacité d'adsorbtion du bleu de méthylène par l'argile des mélanges.

PHOTOCOLORIMETRIC ESTIMATION OF LEAN MATERIAL VERSUS BONDING AGENT RATIO IN REFRACTORY MIXTURES

The paper presents a method for estimating degreasing versus bonding agent ratio in refractory mixtures.

The worked-out method is based on measuring, under certain conditions, the adsorbing capacity for methylene blue of the fireclay in the mixture.

Tehnologia de fabricație a produselor refractare impune un control strict al dozării cantității de liant-degresant în amestecurile refractare de presare.

În prezent controlul dozării se face prin determinarea pierderii la calcinare (P.C.) a amestecului.

Într-un amestec de argilă-șamotă, numai argila are proprietatea de pierdere în greutate la calcinare. Cunoscîndu-se P.C.-ul argilei, se poate calcula conținutul de argilă al amestecului în funcție de pierderea lui la calcinare.

Metoda necesită un timp îndelungat, calcinarea trebuie să fie făcută pînă la masa constantă și astfel nu se poate interveni operativ în reglarea dozării conform rețetei. Totodată metoda nu este precisă, fiindcă nu se cunoaște pierderea la calcinare exactă a argilei din amestecul respectiv, considerîndu-se ca fiind egală cu 10, deși P. C. — ul diferă chiar în cadrul aceluiași lot de argilă, avînd valori de la 9 la 11.

Argilele mai au proprietatea de a se colora prin adsorbția diferiților coloranți, în funcție de mineralele argiloase din care sînt formate. Pe baza reacțiilor de culoare specifice, s-a reușit determinarea calitativă a unor minerale argiloase, elucidîndu-se și mecanismul de colorare, fără să se poată însă face determinări cantitative.

În scopul găsirii unei metode rapide de determinare exactă a cantității de argilă din amestecurile refractare s-a rezolvat problema determinării cantitative, realizîndu-se măsurarea fotocolorimetrică reproductibilă a capacității de adsorbție a colorantului de către argila din amestecuri.

Principiul metodei. Pornind de la premiza că într-un amestec de argilă și șamotă (argilă arsă) numai argila adsoarbe coloranții organici, s-a observat experimental că adsorbția colorantului este direct proporțională cu cantitatea de argilă (liant) din amestecuri.

În urma încercărilor practice efectuate cu diferiți coloranți s-a stabilit că cel mai potrivit colorant pentru compoziția mineralogică a argilelor refractare ce intră în fabricația curentă este albastrul de metilen. Albastrul de metilen adsorbindu-se invariabil pe micelii de argilă, neavînd influențe remarcabile asupra colorării la variații mici de pH și fiind solubil în apă permite un mod de lucru simplu și rapid.

Adăugîndu-se o soluție apoasă de albastru de metilen peste argilă, după agitare particulele coloidale rămîn în suspensie chiar dacă pentru depunere se face o centrifugare. Soluția fiind tulbure nu se poate face o citire exactă la fotocolorimetru pentru a determina adsorbția albastrului de metilen. De aceea s-a ales ca substanță coagulantă o soluție apoasă de clorură de sodiu.

Clorura de sodiu a influențat adsorbția colorantului; la creșterea concentrației de cuagulant, crește și capacitatea de adsorbție a argilei, respectiv scade valoarea extincției soluției. Rezultatele cele mai bune s-au obținut folosind 50 ml soluție clorură de sodiu 1%.

Ionii clorurii de sodiu neutralizează sarcina particulelor coloidale din soluție și astfel ele se depun. În acest mod se creează condiții și pentru determinări cantitative, bazate pe proprietatea argilelor de a adsorbi coloranții, proprietate care, după cum reiese din tabela 1, nu o are nici șamota și nici alumina calcinată, folosite ca degresanți în amestecuri refractare.

S-a măsurat la fotocolorimetru FEK 56 extincția soluției de albastru de metilen și s-a adăugat apoi șamotă și alumină calcinată; s-a agitat și centrifugat eprubetele. Extincțiile soluţiilor obţinute în acest fel sînt practic egale cu cele ale colorantului.

În cazul amestecului de şamotă sau alumină cu argilă, soluţia de albastru de metilen rămîne mai decolorată, extincţia soluţiei scăzînd pe măsură ce procentul de argilă din amestec creşte.

Tabela 1

Proba	Extincţia
Soluţie albastru de metilen	0,42
Soluţie cu adaos de şamotă	0,417
Soluţie cu adaos de alumină	0,425

Modul de lucru. Pe baza determinărilor efectuate cu un gram de argilă, folosind aceeaşi cantitate de albastru de metilen, s-a constatat că argilele refractare indigene adsorb o cantitate diferită de colorant, în funcţie de mineralele argiloase din care sînt formate. Astfel, adsorbţia cea mai mare o are argila de Suncuiuş, apoi masa caolinoasă de Aghireş; o adsorbţie mult mai mică prezintă argila Anina. De aceea s-au trasat curbele de etalonare separat pentru fiecare din ele. Întrucît metoda este foarte sensibilă, la etalonare trebuie să se aleagă raporturile dintre argilă şi şamotă în jurul raportului din reţeta dată, astfel încît soluţiile rămase după adsorbţia albastrului de metilen de către argile să aibă extincţiile cuprinse în domeniul de sensibilitate a fotocolorimetrului. Amestecurile sintetice s-au cîntărit la balanţa analitică.

Fiecare amestec de argilă—şamotă uscat s-a pus într-un pahar Berzelius; cu pipeta s-a adăugat 13 ml albastru de metilen şi 50 ml soluţie de clorură de sodiu 1%.

S-a agitat soluţia 1 min la un agitator magnetic şi după 2 min repaus s-a centrifugat 2 min. Din eprubeta centrifugii se pipetează soluţie în cuva de 2 cm ^{3} şi se măsoară la fotocolorimetru. În figurile 1 şi 2 este prezentată, pentru exemplificare, variaţia valorii extincţiei în funcţie de proporţia de şamotă (S) sau de alumină (Al) din cîteva amestecuri folosite la Fabrica de produse refractare — Alba-Iulia. În aceste figuri se citeşte imediat conţinutul de şamotă corespunzător acestei extincţii.

Tabela 2

Reţeta, g	Albastrul de metilen 0,1 %, ml
Argilă Suncuiuş 0,55 — Şamotă 0,45	13
Argilă Suncuiuş 0,50 — Şamotă 0,50	12
Argilă Suncuiuş 0,75 — Şamotă 0,25	16
Argilă Anina 0,80 — Alumină 0,20	7
Argilă Anina 0,50 — Alumină 0,50	4
Argilă Anina 0,20 — Alumină 0,80	3
Masă caolinoasă 0,45 — Şamotă 0,55	11
Masă caolinoasă 0,35 — Alumină 0,65	9

În tabela 2 se dă cantitatea necesară de albastru de metilen şi pentru celelalte reţete şi numărul ce indică tabela şi graficul de etalonare corespunzător acestor reţete.

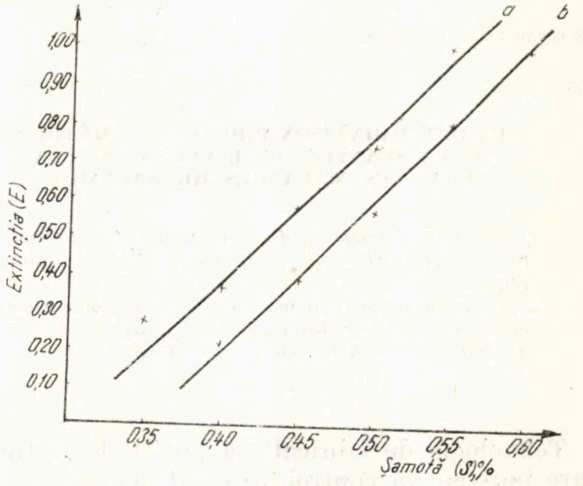


Fig. 1. Variaţia valorii extincţiei în funcţie de proporţia de şamotă (S) din cîteva amestecuri folosite la Fabrica de produse refractare — Alba-Iulia:

a — argilă Suncuiuş + şamotă (55 + 45), albastru de metilen 13 ml;
b — argilă Suncuiuş + şamotă (50 + 50), albastru de metilen 12 ml.

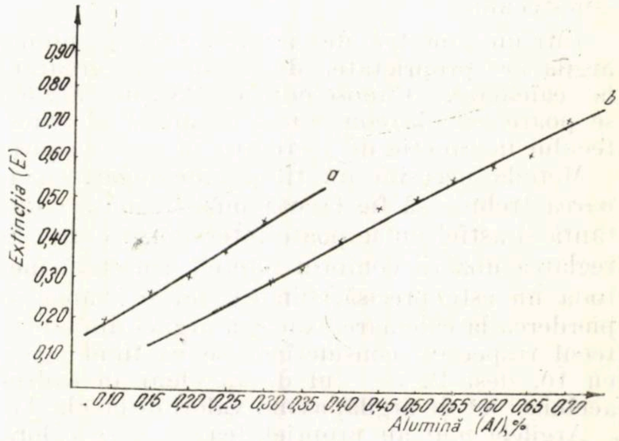


Fig. 2. Variaţia valorii extincţiei în funcţie de proporţia de alumină (Al) din cîteva amestecuri folosite la Fabrica de produse refractare — Alba-Iulia:

a — argilă Anina + alumină (30 + 20), albastru de metilen 7 ml;
b — argilă Anina + alumină (50 + 50), albastru de metilen 4 ml.

Practic este mai dificil de lucrat cu curbe de etalonare, întrucît se poate întîmpla ca argila ce intră în moară să nu fie cea indicată în reţetă sau să fie amestecată cu alt tip de argilă. În acest caz este mai indicat să se folosească următorul procedeu: se cîntăreşte din argila care intră în moară o cantitate de argilă (Ar) (0,40, 0,50 sau 0,75 g, după cum reţeta este cu 40, 50 sau 75% argilă); se adaugă o cantitate de şamotă (S), corespunzătoare diferenţei de 0,60, 0,50, 0,25 g... pînă la 1 g. Deoarece şamota nu adsoarbe colorantul, nu este obligatoriu adăugarea ei. Materialul se

Tabela 3

Rețeta. %	Amestecul	E_{ar}	E_{am} 1 g	Albastrul de metilen 0,1 %, ml	Argilă determinată fotocolorimetric, %	P.C. amestec moară, %	P.C. argilă, %	Argilă determinată gravimetric, %	Diferența
Argilă Suncuiuș + alumină 80+20	0,8 Ar + 0,20 Al	0,385	0,39	18	79,8	8,08	10,10	80	−0,2
Argilă Suncuiuș + șamotă 75+25	0,75 Ar + 0,25 S	0,31	0,335	16	73	6,98	9,50	73,4	−0,4
Argilă Suncuiuș + șamotă 40+60	0,40 Ar + 0,60 S	0,48	0,40	12	47,4	5,00	10,60	47,14	+0,23
Argilă Anina + alumină 80+20	0,80 Ar + 0,20 Al	0,233	0,31	7	73,4	7,52	10,25	73,56	−0,16
Argilă Suncuiuș + șamotă 60+40	0,60 Ar + 0,40 S	0,55	0,472	12	65,7	6,48	9,89	65,52	+0,18
Argilă Anina + alumină 80+20	0,80 Ar + 0,20 Al	0,43	0,27	7	87,7	8,50	9,80	86,73	+0,96
Argilă Suncuiuș + șamotă 55+45	0,55 Ar + 0,45 S	0,39	0,34	13	40	4,52	10,85	41,5	−1,5
Argilă Suncuiuș + șamotă 75+25	0,75 Ar + 75 S	0,425	0,38	16	77,7	7,46	9,62	77,54	+0,16

pune într-un pahar Berzelius, adăugîndu-se albastru de metilen, conform rețetei (tabela 2), 50 ml NaCl; se agită 1 min și după 2 min se centrifughează 2 min. Se măsoară la fotocolorimetru extincția soluției (E).

Peste 20 min se colectează proba de amestec de la ieșirea din moară, se cîntărește 1g material uscat și se tratează exact în același mod ca mai sus. Se citește la fotocolorimetru extincția E_{am}. Se calculează cu formula :

$$\% S_{am} = \frac{S}{-E} \cdot E_{am} \cdot 100$$

$$A_{am} = 100 - S_{am},$$

unde :

S_{am} este procentul de șamotă din amestecul de la moara cu bile;

$S = 1\,g - Ar -$ cantitatea de șamotă din rețeta dată;

E — extincția măsurată la cantitatea de argilă corespunzătoare rețetei;

A_{am} — procentul de argilă din amestecul de la moară.

Formula este aceeași pentru rețetele cu alumină, trecînd în loc de șamotă (S) cantitatea de alumină (Al).

Dacă în timpul fabricării unei rețete argila cu care se lucrează nu se mai schimbă este suficientă o singură determinare a extincției (E), la începutul fabricării, calculînd pentru toate celelalte determinări cu aceeași valoare.

Cînd în fluxul tehnologic apar anomalii și nu se știe sigur dacă este aceeași argilă, se recomandă măsurarea, de fiecare dată, a extincției argilei ce intră în amestec.

În felul acesta se poate verifica dacă rețeta este respectată sau amestecul se face cu altă argilă decît cea necesară sau cu un amestec de argile.

Acest lucru nu se putea verifica prin metoda pierderii la calcinare.

În tabela 3 se redau rezultatele paralele obținute prin noua metodă gravimetrică (determinarea P. C. a amestecului și a P. C. a argilei din amestec).

Întrucît determinarea P. C. durează 1 h 30′ — 2 h, practic nu se determină P. C. a argilei cu care se face amestecul, pentru că luînd după 20 min proba de amestec și determinîndu-i P. C.-ul, rezultatul s-ar putea da astfel numai după 3 — 4 h, cînd s-ar constata numai o eroare deja comisă (circa 30 t amestec necorespunzător).

Pentru a da rezultatul mai repede se consideră P. C. a argilei ca fiind egală cu zece și dacă P. C. al amestecului este de exemplu 4,52, atunci în amestec se găsește 45,2% argilă.

Datele prezentate în tabela 3 arată că noua metodă, pe lîngă avantajul de relevare exactă a respectării tipului de argilă din rețeta dată, este mai precisă comparativ cu vechea metodă.

Metoda este mai avantajoasă și din punct de vedere economic, întrucît asigură o economie de circa 3 lei la o determinare.

Modul de lucru stabilit permite obținerea unor rezultate precise și rapide, reușindu-se, în felul acesta, dozarea exactă a amestecului liant-degresant și , prin obținerea unor amestecuri de presare bune, îmbunătățirea, în final, a calității cărămizilor refractare.

◆

Determinarea temperaturii plasmei dintr-un plasmatron pe cale spectrală

Fiz. MARGARETA OPROIU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcția de mașini

CZ 533.9 :536.5

LA DÉTERMINATION DE LA TEMPÉRATURE DU PLASMA DANS UN PLASMATRON PAR VOIE SPECTRALE

La méthode utilisée pour déterminer la température du plasma a été la méthode du spectre à lignes, adaptée pour un générateur à deux ressorts utilisé pour exécuter la charge par soudure au plasma.

Pour photographier le spectre on a eu recours à un spectrographe à optique en quartz pour l'ultraviolet — — ISP 22. Le gaz plasmogène a été l'argon.

La détermination de la température a été effectuée selon une relation résultant du rapport entre les intensités de deux lignes spectrales et de la condition de hétérochromaticité.

Les résultats obtenus ont été verifiés dans la pratique en examinant la concordance entre la température déterminée et les résultats correspondants à la technique de la soudure.

SPECTRAL ESTIMATION OF PLASMA TEMPERATURE BY MEANS PLASMATRON

Estimation of plasma temperature was made by means of the line spectra method, adapted to a generator with two electric arcs utilized for plasma-welding.

For spectral photography a ISP 22 quartz spectrograph operating in ultraviolet and argon as plasmageneous gas were used. Temperature estimation was achieved by means of a relationship resulting from the intensity ratio of two spectral lines and from the condition of heterochromaticity.

Obtained results were checked-up in practice by comparing estimated temperature and practical welding results.

La încărcarea prin sudare cu plasmă a unor straturi de aliaje greu fuzibile, rezistente la coroziune și uzură, pe suprafața unor piese din oțel carbon, cunoașterea temperaturii jetului și arcului de plasmă are o deosebită importanță.

Problema determinării temperaturii plasmei nu este deloc simplă. Factorii care generează dificultățile principale și experimentale, ce afectează rezultatele procedeelor de diagnosticare, decurg în mare măsură din caracterul instabil și neomogen al plasmei și din complexitatea proceselor care o condiționează.

Există însă pentru fiecare metodă în parte un domeniu limitat, în care dificultățile principale pot fi evitate. Rezultatele obținute printr-o metodă oarecare reflectă realitatea doar în măsura în care plasma investigată se încadrează în intervalul specific metodei respective.

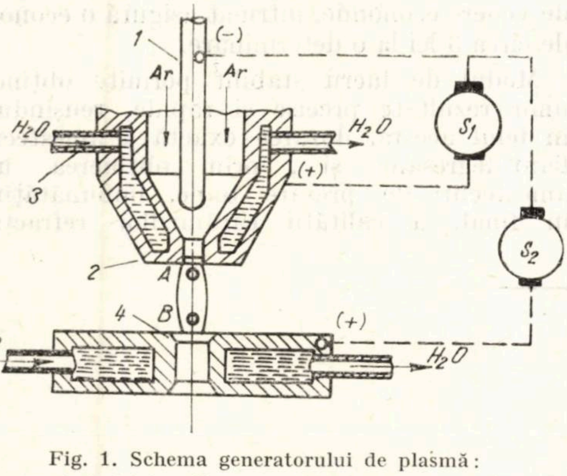


Fig. 1. Schema generatorului de plasmă:
1 – electrodul de wolfram; *2* – ajutajul anod; *3* – răcirea cu apă a ajutajului anod; *4* – piesa de încărcat.

Plasma studiată în această lucrare a fost furnizată de un generator de plasmă pentru încărcare prin sudare, realizat la Institutul de cercetări tehnologice pentru construcția de mașini, care funcționează după schema din figura 1.

Generatorul de plasmă formează un jet de plasmă — între electrodul de wolfram și ajutajul anod — și un arc de plasmă — între electrodul de wolfram și piesa de încărcat.

Datorită atît condițiilor de lucru, cît și aparaturii disponibile în laborator, s-a ales, ca metodă de lucru, metoda spectrelor de linii.

Considerații teoretice. Se știe că intensitatea unei linii spectrale rezultată din tranziția de pe un nivel de energie E_i, pe un alt nivel de energie, inferior, E_j, este dată de relația:

$$I\nu_{ij} = N_i \frac{g_j}{g_i} A_{ij} h \nu_{ij} e^{-\frac{h\nu_{ij}}{kT}}, \qquad (1)$$

unde:

T este temperatura electronilor;
N_i — populația nivelului superior;
A_{ij} — probabilitatea de tranziție pentru emisia spontană;
g_i, g_j — ponderile statistice ale celor două nivele: superior, respectiv inferior;
ν_{ij} — frecvența liniei spectrale, rezultate din tranziția de pe nivelul de energie E_i, pe nivelul de energie E_j.

Făcînd raportul intensităţilor a două linii spectrale, convenabil alese, se obţine :

$$\frac{I\,\nu_{ij}}{I\,\nu_{ik}} = \frac{N_i \frac{g_j}{g_k} A_{ij}\, h\nu_{ij}\, e^{-\frac{h\nu_{ij}}{kT}}}{N_i \frac{g_k}{g_i} A_{ik}\, h\,\nu_{ik}\, e^{-\frac{h\nu_{ik}}{kT}}} = \frac{g_j\, A_{ij}\, \nu_{ij}}{g_k\, A_{ik}\, \nu_{ik}} e^{-\frac{h(\nu_{ij}-\nu_{ik})}{kT}} \tag{2}$$

Pentru simplificarea calculului, cele două linii spectrale luate în consideraţie trebuie să aibă nivelul iniţial comun. Perechea de linii folosită a fost :

$\lambda_1 = 4300{,}10$ Å, rezultată din tranziţia $1s_4 - 3p_8$;

$\lambda_2 = 4266{,}29$ Å, rezultată din tranziţia $1s_4 - 3p_6$.

În anumite condiţii de presiune a gazului plasmagen şi de intensitate a curentului, temperatura T a gazului se apropie destul de mult de temperatura electronilor [1].

Probabilităţile de tranziţie A_{ij}, A_{ik} sînt calculate de diferiţi autori, prin diferite metode. De acurateţea acestui calcul depinde, în mare măsură, rezultatul final al determinărilor. În cazul de faţă gazul plasmagen este argonul.

Coeficienţii A_{ij}, A_{ik}, g_j, g_k au fost luaţi din tabela lui R. H. Garstang şi Janet Van Blerkom [2], care au folosit o schemă de cuplaj intermediar. Valorile acestor coeficienţi sînt :

$A_{ij} = 0{,}046 \times 10^{-7}$ s^{-1}
$A_{ik} = 0{,}13 \times 10^{-7}$ s^{-1}
$g_j = 5/3$
$g_k = 5/3$

Introducînd aceste valori ale coeficienţilor în relaţia (2) se obţine :

$$\frac{I_1}{I_2} = 0{,}4\, e^{-\frac{0{,}31\times 10^3}{T_e}}$$

sau, logaritmînd, se obţine următoarea relaţie pentru temperatură :

$$T_e = \frac{130}{1{,}60206 - \log \frac{I_1}{I_2}} \tag{3}$$

Cum nu se pot face măsurări directe de intensităţi absolute de linii spectrale, practic se lucrează cu raportul intensităţii a două linii spectrale, care, atunci cînd liniile sînt îndepărtate în spectru, se poate obţine din condiţia de heterocromaticitate [6] :

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{E\,\lambda_1 \left(\frac{d\lambda}{dl}\right)_1}{E\,\lambda_2 \left(\frac{d\lambda}{dl}\right)_2} \frac{\Delta_1 l}{\Delta_2 l} \frac{r_1}{r_2}, \tag{4}$$

unde :

$E\lambda_1$, $E\lambda_2$ sînt emisivităţile corpului negru, corespunzătoare celor două lungimi de undă ;

$\left(\frac{d\lambda}{dl}\right)$ 1 şi 2 — dispersiile liniare ale aparatului, corespunzătoare celor două lungimi de undă ;

$\Delta_1 l$ şi $\Delta_2 l$ — constantele aparatului spectral folosit, depinzînd de deschiderea fantei spectrografului, de mărirea spectrografului şi de înclinarea casetei spectrografului faţă de axa optică a camerei.

Cum pentru toate determinările s-a folosit acelaşi spectrograf

$$\Delta_1 l = \Delta_2 l$$

Raportul $\frac{r_1}{r_2}$ se determină din curba caracteristică a plăcii, trasată cu ajutorul unui atenuator în şase trepte şi din spectrul unei surse cu spectru continuu. Drept astfel de sursă s-a folosit o lampă cu incandescenţă, etalonată.

Valorile coeficienţilor sînt :

$$E_{\lambda 1} = 0{,}4750 \times 10^{-6};$$

$$E_{\lambda 2} = 0{,}4934 \times 10^{-6}$$

Dispersiile liniare ale aparatului pentru cele două lungimi de undă sînt :

$$\left(\frac{d\lambda}{dl}\right)_1 = 201 \times 10^{-7} \quad \frac{\text{mm}}{\text{mm}};$$

$$\left(\frac{d\lambda}{dl}\right)_2 = 203 \times 10^{-7} \quad \frac{\text{mm}}{\text{mm}}$$

Aparatură şi condiţii de lucru :

Spectrograf cu optică de cuarţ, cu dispersie medie ISP 22 ;

Spectroproiector SP2 ;

Microfotometru Zeiss, model G II ;

Sursa de lumină — generatorul de plasmă ;

Sistem de iluminare cu trei lentile, aşezate la distanţele : sursă-fantă = 81,5 cm ; primul condensator-fantă = 33,3 cm ; al doilea condensator-fantă = 71,7 cm ;

— diafragma intermediară, circulară ;
— lăţimea fantei = 0,015 mm ;
— plăci spectrale tip Agfa — Gevaert 23 D56 ;
— developarea în condiţii standard.

Rezultate experimentale. S-a determinat temperatura jetului şi a arcului de plasmă în punctele : A — lîngă ajutajul anod ; B — lîngă piesa de încărcat şi s-a studiat dependenţa acestei temperaturi de intensitatea curentului de alimentare. În vederea observării comparative a dependenţei temperaturii celor două regimuri de arc de intensitatea curentului electric, în cele două puncte, reprezentarea lor grafică s-a făcut pe aceeași diagramă.

Figura 2 reprezintă diagrama pentru jetul de plasmă, iar figura 3, pentru arcul de plasmă.

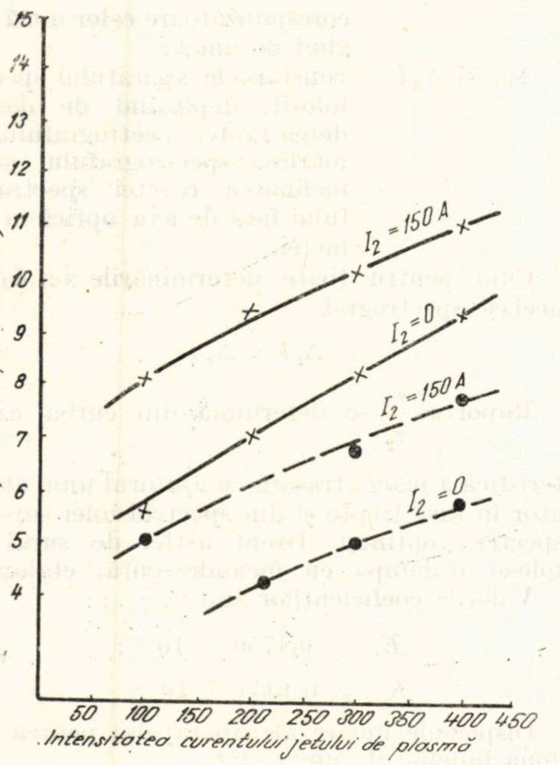


Fig. 2. Diagrama : temperatura plasmei în funcție de curentul jetului de plasmă (linia întreruptă este pentru punctul B).

Din aceste diagrame se desprind următoarele :

— temperatura plasmei lîngă ajutajul anod, în punctul A, crește proporțional cu intensitatea curentului celor două regimuri de arc. Creșterea este mai accentuată atunci cînd curentul jetului I_1 se menține constant și variază numai curentul arcului I_2 ;

— în apropierea piesei de încărcat, în punctul B, creșterea de temperatură se datorează în special curentului arcului de plasmă. Deci, pentru o creștere a volumului de metal lichid sau a adîncimii de pătrundere se recomandă varierea curentului arcului de plasmă, furnizat de generatorul S_2 ;

— influența curentului jetului de plasmă I_1 asupra temperaturii piesei de încărcat este foarte mică (fig. 2). Acest fapt explică de ce eficiența termică a jetului de plasmă scade brusc cu creșterea distanței dintre generatorul de plasmă și piesa de încărcat.

Întrucît determinarea temperaturii plasmei prin altă metodă nu a fost posibilă, rezultatele obținute s-au verificat indirect, urmărindu-se corespondența dintre temperatura determinată și desfășurarea procesului tehnologic de încărcare prin sudare cu plasmă. Rezultatele obținute prezintă importanță în procesul încărcăturii

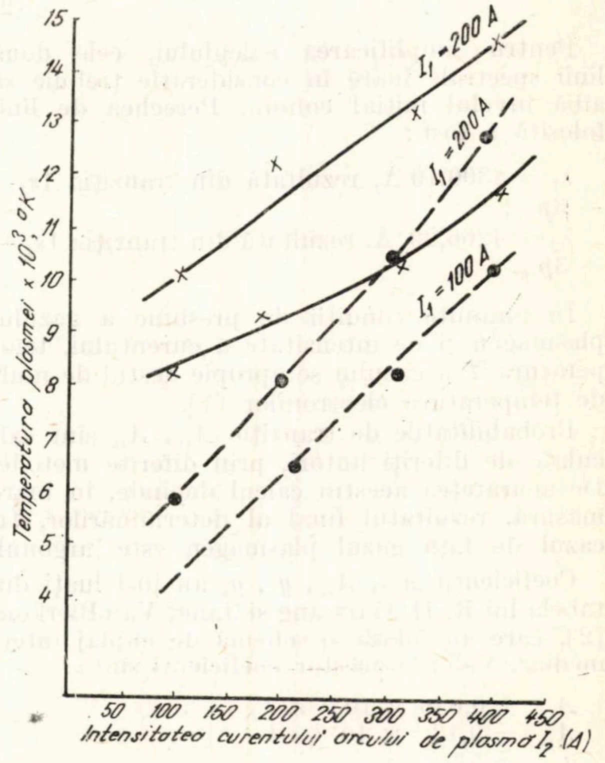


Fig. 3. Diagrama : temperatura plasmei în funcție de curentul arcului de plasmă (linia continuă este pentru punctul A).

prin sudare cu plasmă întrucît, prin determinarea temperaturii arcului și a jetului de plasmă și cunoașterea dependenței acesteia de intensitatea curentului, procesul de încărcare poate fi condus corect și eficient.

BIBLIOGRAFIE

[1] Iova I. *Contribuții la diagnosticarea plasmei pe cale spectrală.* Lucrare de doctorat, Universitatea București, oct. 1969.

[2] Garstang H. R. și Blerkom J. *Transition Probabilities in the Ar I spectrum.* Journal The Optical Society of America 55, nr. 9, 1965, p. 1054–1057.

[3] Shipley K. L. *Some Spectroscopie Mesurements of a supersonic Plasmajet.*

[4] Denis G. și Gasquet J. L. *Les chalemeux à plasma.* La Machine Moderne, nr. 667, oct. 1965, p. 61–64.

[5] Procopiev V. K. *Metode fotografice de analiză cantitativă a metalelor și aliajelor.* Editura de stat pentru literatură tehnico-științifică, 1951.

◆

Punerea în evidență a structurii metalelor pe cale magnetică

Ing. N. GERU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" — București

CZ 669.018 :620.184 :538.1

LA MISE EN ÉVIDENCE DE LA STRUCTURE DES MÉTAUX PAR VOIE MAGNÉTIQUE

On décrit une nouvelle méthode pour l'examen de la macrostructure et de la microstructure des métaux — la métalographie magnétique. Basé sur une ample documentation, l'auteur expose les bases physiques de cette méthode et une série de considérations d'ordre pratique. On présente ensuite quelques résultats obtenus par l'auteur lors de l'application de la métalographie magnétique, résultats illustrés par des macrographies et des micrographies obtenues par cette méthode.

MAGNETIC METOD FOR OUTLINING METAL STRUCTURE

The paper describes a new investigation method for macro- and microstructure of metals: magnetic metallography. The author presents, based on a wide documentation, the physical basis of the method and a series of practical considerations. Further, several results obtained by magnetic metallography are presented and illustrated by means of macro- and micrographs.

În cazul aliajelor care conțin faze feromagnetice structura poate fi studiată cu ajutorul „metalografiei magnetice", metodă care constă în punerea în evidență a cîmpurilor magnetice de dispersie, existente pe suprafața probelor feromagnetice [1]. În mod obișnuit descoperirea și punerea în evidență a cîmpurilor magnetice de dispersie, existente pe suprafața unei probe feromagnetice, se realizează prin acoperirea suprafeței cu un strat subțire dintr-un coloid magnetic [2], [3]. Dacă nu ar exista cîmpuri de dispersie, coloidul magnetic s-ar depune uniform pe suprafața probei; aceeași situație s-ar obține și în prezența unor cîmpuri magnetice de dispersie omogene însă dacă cîmpurile magnetice de dispersie sînt neomogene particulele magnetice coloidale se depun diferențiat, concentrîndu-se în anumite regiuni. Se formează, în acest fel, o serie de figuri ale căror aspecte sînt determinate de natura și structura probei metalice. Depunerea selectivă a pulberilor magnetice este determinată deci de existența, pe suprafața probelor feromagnetice, a cîmpurilor magnetice de dispersie și de faptul că aceste cîmpuri sînt foarte neomogene.

Cîmpurile magnetice de dispersie sînt determinate de structura de domenii, care caracterizează materialele feromagnetice. Aceste cîmpuri sînt determinate și de discontinuitățile din material ca, de exemplu, de limitele grăunților, de suprafețele de separare dintre incluziuni și masa metalică de bază etc. [4].

Particulele magnetice dintr-un coloid sînt supuse atît acțiunii exercitate de aceste cîmpuri, cît și unei mișcări dezordonate, determinată de agitația termică. Considerînd o astfel de particulă formată dintr-un singur domeniu magnetic, dacă se notează cu p momentul său magnetic, pentru ca particula să se depună trebuie ca forța exercitată de cîmpul magnetic de dispersie să depășească agitația termică. Cu alte cuvinte pentru ca o particulă din coloid să se depună trebuie satisfăcută relația:

$$p\,\Delta H > 3\,k\,T, \qquad (1)$$

unde:

ΔH este variația locală a cîmpului de dispersie; k — constanta lui Boltzmann; T — temperatura, °K.

Relația (1) arată că pentru o particulă coloidală din magnetită ($M_s \approx 400\ G_s$) cu volumul de aproximativ 10^{-12} cm ^{3} este necesară o variație locală a cîmpului de dispersie de $3 \cdot 10^{-4}$ Oe. Experiențele arată însă că pentru depunerea particulelor coloidale sînt necesare variații mult mai mari ale cîmpurilor de dispersie; în cazul particulelor de magnetită cu volum de circa 10^{-15} cm ^{3} (diametrul 0,1 μm), variația cîmpului de dispersie trebuie să fie aproximativ de 0,3 Oe. Chiar și această cifră este însă mult mai mică decît variațiile cîmpurilor de dispersie care sînt de ordinul a 20 Oe [5].

Concepțiile despre existența cîmpurilor magnetice de dispersie și despre posibilitatea punerii lor în evidență cu un coloid magnetic au stat la baza lucrărilor lui Bitter [2] și Aculov [3], care le-au aplicat în mod independent unul de altul în anul 1931, respectiv 1932, la punerea în evidență a domeniilor magnetice. Aceste prime lucrări au impulsionat efectuarea unui impresionant număr de cercetări științifice, majoritatea lor tratînd însă probleme referitoare la structura domeniilor magnetice. Un număr mai mic de cercetători, printre care se menționează grupul în frunte cu N.I. Eremin, au întreprins însă studii sistematice [1], [5], [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13] pentru aplicarea acestor concepţii la punerea în evidenţă a macro- şi microstructurii metalelor şi aliajelor. În acest fel a luat naştere metalografia magnetică.

Cu ajutorul metalografiei magnetice se poate studia atît structura macroscopică, cît şi structura microscopică. Se înţelege că dimensiunile particulelor de coloid magnetic sînt legate de dimensiunile elementelor structurale, care trebuie puse în evidenţă. Ca regulă generală, dimensiunile particulelor de pulbere magnetică trebuie să fie de mii sau de zeci de mii de ori mai mici decît dimensiunile elementelor structurale de pus în evidenţă; în timp ce pentru punerea în evidenţă a structurii de domenii sau a microstructurii sînt necesare suspensii coloidale foarte fine, particulele coloidale avînd dimensiunile de $\approx 0{,}1\ \mu m$, pentru punerea în evidenţă a microstructurii pot fi folosite suspensii necoloidale, particulele din suspensie avînd dimensiuni relativ mari, chiar şi de 0,1mm.

În unele cazuri, pentru punerea în evidenţă a macro- sau microstructurii nu este necesar să se aplice un cîmp magnetic exterior, ori ca proba să fie magnetizată în prealabil, fiind suficiente cîmpurile magnetice de dispersie create de magnetizarea spontană; în alte cazuri este necesar fie ca proba să fie adusă în stare de magnetizare remanentă, fie ca aplicarea coloidului magnetic să se facă în prezenţa unui cîmp magnetic exterior.

O altă metodă de punere în evidenţă a structurii macro- şi microscopice, bazată ca şi metoda coloidului magnetic pe prezenţa proprietăţilor magnetice pe suprafaţa probelor feromagnetice, este metoda pastei magnetice [12]. Spre deosebire de metoda coloidului magnetic, la care structura se pune în evidenţă prin cîmpurile magnetice de dispersie, la metoda pastei magnetice structura se pune în evidenţă în mod nemijlocit, după sarcinile magnetice prezente pe suprafaţa probei metalice.

Cu ajutorul metalografiei magnetice se obţin rezultate care prin metalografia clasică ar fi greu sau chiar imposibil de obţinut; ca exemplu se citează punerea în evidenţă a structurii oţelurilor alcătuite din austenită şi ferită, martensită şi austenită reziduală etc., constituenţi a căror punere în evidenţă şi identificare este dificilă pe cale obişnuită [1], [5], [12], [13]. Rezultate valoroase au fost obţinute şi la studiul macrostructurii unor aliaje înalt coercitive ca, de exemplu, magnico, a cărui structură de turnare nu este pusă în evidenţă cu suficientă exactitate prin atac chimic [1], [5].

Macroscopia magnetică. La analiza macrostructurii, prin metoda magnetică, se deosebesc mai multe cazuri. Primul din acestea corespunde materialelor policristaline cu energie de anizotropie mare şi energie magnetoelectrică mică. La aceste materiale cîmpurile de dispersie, create de magnetizarea spontană pe suprafaţa probei, sînt suficient de mari pentru ca structura macroscopică să poată fi pusă în evidenţă fără aplicarea unui cîmp magnetic exterior. Dacă materialele policristaline au anizotropia magnetică şi magnetostricţiunea mici, fluxul magnetic produs de domeniile magnetice se închide în interiorul cristalelor şi, ca urmare, magneti-

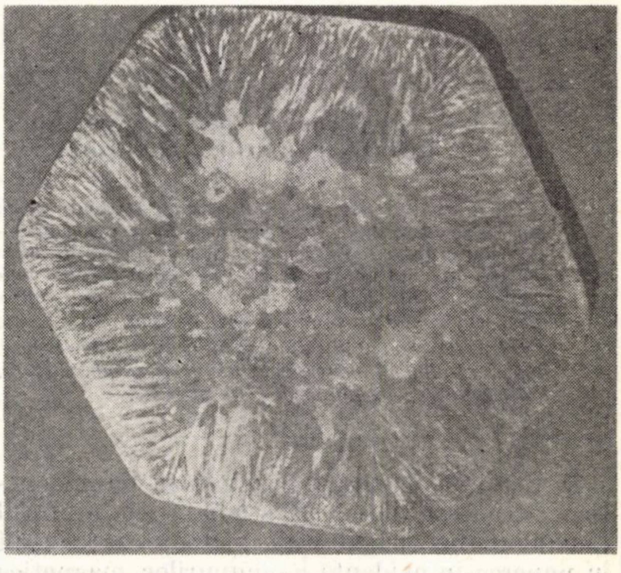
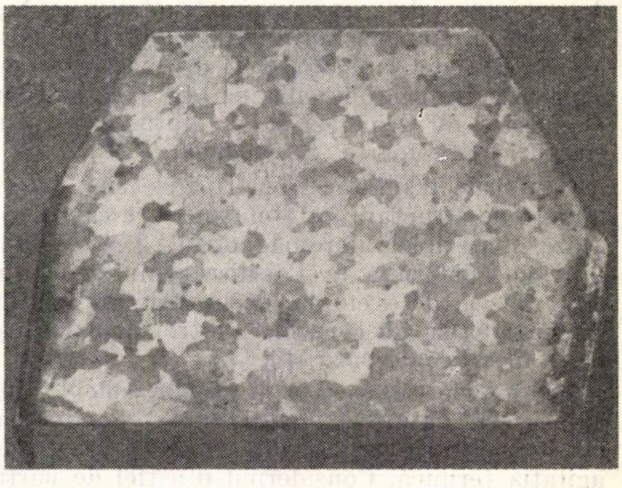


Fig. 1. Macrostructura unui lingou de oţel rapid turnat (× :1)

a



b

Fig. 2. Macrografia magnetică a unei platine (*a*) şi a unei table (*b*), de aliaj fier-siliciu (× : 1).

zarea spontană nu produce cîmpuri de dispersie pe suprafaţa probei. La aceste materiale punerea în evidenţă a structurii impune aplicarea unor cîmpuri magnetice exterioare.

În sfîrşit, dacă materialele sînt formate din mai multe faze cu permeabilităţi magnetice diferite, de exemplu fonta cenuşie, pentru punerea în evidenţă a structurii trebuie aplicat un slab cîmp magnetic variabil, perpendicular pe suprafaţa probei [1].

Pentru a ilustra rezultatele care se pot obţine cu ajutorul metalografiei magnetice, în figura 1 se arată macrostructura unui lingou de oţel rapid turnat, în figura 2, *a*, macrostructura unei platine de aliaj fier-siliciu, iar în figura 2, *b*, macrostructura aceluiaşi material prelucrat pînă la produsul final (tablă de transformator). Din figurile 2 *a* şi *b* rezultă că metalografia magnetică poate fi aplicată cu succes şi la urmărirea granulaţiei tablelor fier-siliciu în procesul de fabricare. Trebuie precizat că tehnica de punere în evidenţă a macrostructurii în aceste aliaje este extrem de simplă; se poate folosi chiar şi o suspensie în petrol de pulbere de fier cu diametrul sub 0,1 mm, timpul necesar pentru depunerea pulberii fiind de circa 30 s.

Se menţionează, de asemenea, posibilitatea de aplicare a macroscopiei magnetice la controlul nedistructiv al unor produse, de exemplu la controlul granulaţiei unor produse la care există pericolul de supraîncălzire [14].

Microscopia magnetică. Această metodă poate fi aplicată cu succes atît la punerea în evidenţă a structurii materialelor omogene, cît şi la punerea în evidenţă a structurii materialelor eterogene [1].

Considerînd materialele policristaline omogene, grăunţii avînd orientări absolut întîmplătoare, structura de domenii diferă mult de la un grăunte la altul, ceea ce constituie motivul pentru care depunerea coloidului magnetic este foarte diferită de la un grăunte la altul. Dacă grăunţii sînt suficient de mari se observă foarte clar şi structura de domenii. Pentru exemplificare, în figura 3 se arată structura de domenii pe o probă de fier pur lustruită mecanic (structură în labirint), iar în figurile 4, *a* şi *b*, structuri de domenii în aliaje fier-siliciu; în ultimele figuri se deosebesc foarte clar grăunţii cristalini ca urmare a schimbării aspectului structurii de domenii cînd se trece de la un grăunte la altul. Figura 5, *a* reprezintă structura de domenii într-o probă de fier cu grăunţi foarte mari, iar figura 5, *b*, aceeaşi structură mărită; în aceste figuri se vede foarte clar aspectul zonelor de trecere, cînd se trece de la un domeniu la altul.

Structurile reprezentate în figurile *3*, *4* şi *5* au fost obţinute fără aplicarea unui cîmp exterior, coloidul folosit fiind preparat după metoda Elmore [15].

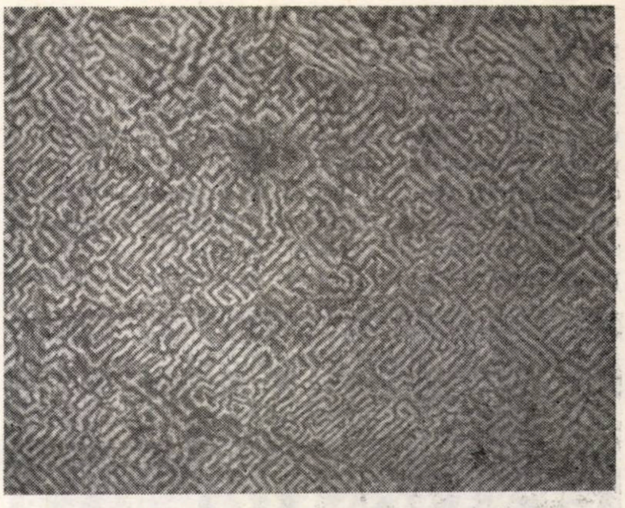
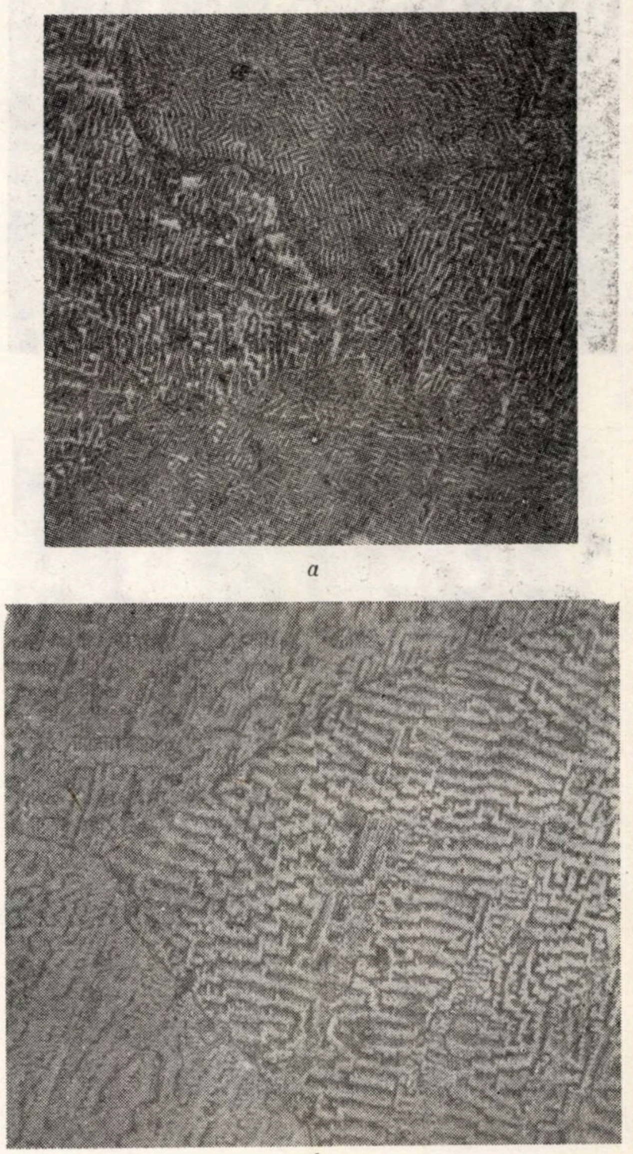


Fig. 3. Structura de domenii într-o probă de fier lustruită mecanic (structura labirint) (x : 300).

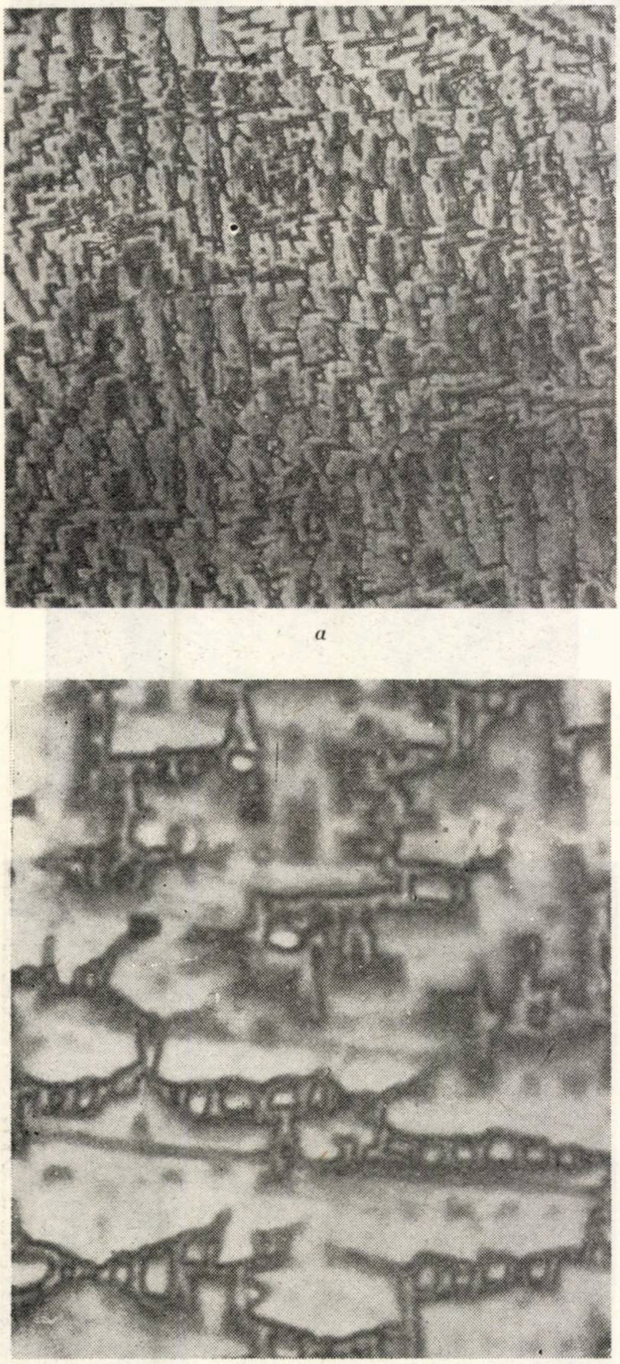


a

b

Fig. 4. Structura de domenii a grăunţilor dintr-un aliaj fier-siliciu (x : 150).

Fie mai departe un material eterogen de pildă un oţel carbon, şi în acest caz structura se pune în evidenţă relativ uşor, nefiind necesară decît o magnetizare prealabilă relativ uşoară a probei. La unele probe structura a putut fi pusă în evidenţă chiar şi fără o astfel de magnetizare. În figura 6 se arată structura unui oţel hipereutectoid cu structura normală; se vede reţeaua de cementită, de culoare neagră, pe un fond ceva mai deschis de perlită. În figura 7


a

b

Fig. 5. Structura de domenii într-o probă de fier cu grăunţi foarte mari (*a*) (× : 150) şi structura zonelor de trecere între domeniile magnetice ale unui cristal de fier (*b*) (× : 450).

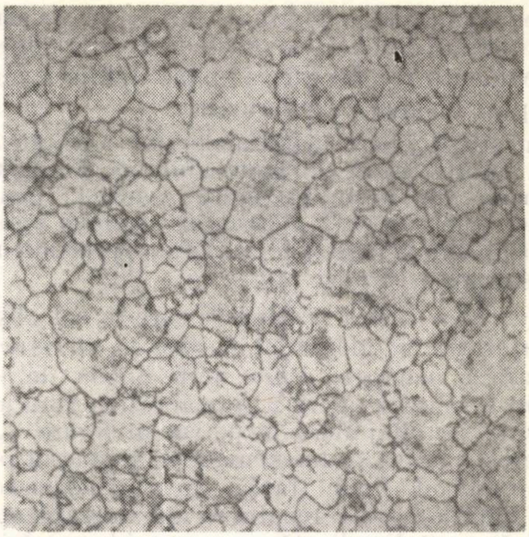


Fig. 6. Microstructura unui oţel hipereutectoid cu structură normală (× :150).

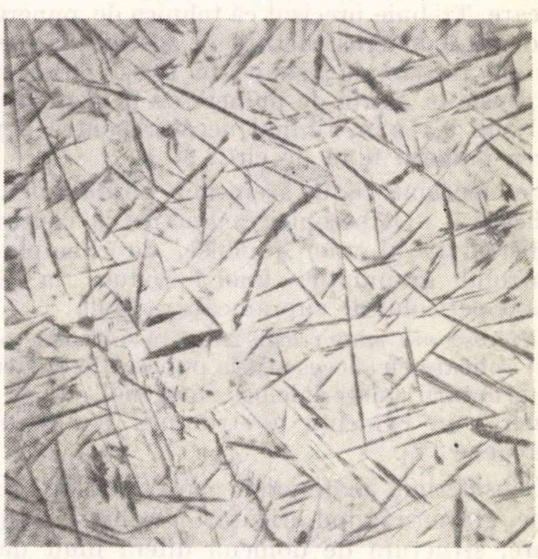


Fig. 7. Microstructura unui oţel hipereutectoid cu cementită aciculară (× : 150).

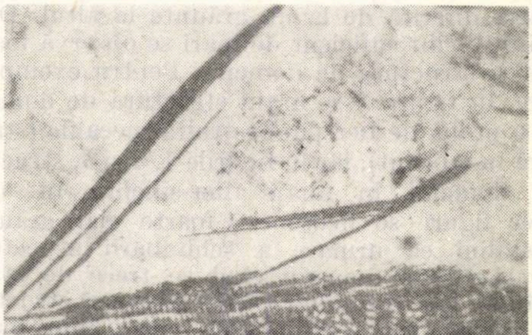


Fig. 8. Structura de domenii a unui ac de cementită (× : 150).

se arată tot structura unui oţel hipereutectoid, însă cu cementită aciculară (structură Widmanstätten în oţel hipereutectoid), iar în figura 8, mult mărit, unul din acele de cementită din figura 7, pentru a pune în evidenţă structura sa de domenii.

Greutăţi ceva mai mari se întîlnesc la punerea în evidenţă a structurilor care constau din particule neferomagnetice într-o masă feromagnetică (austenită, carburi etc. într-o masă feritică) sau invers, particule feromagnetice într-o masă feromagnetică (ferită sau martensită în austenită). În primul caz punerea în evidenţă este legată de proprietăţile feromagnetice ale cristalelor care formează masa metalică de bază. În cel de-al doilea caz rolul principal în punerea în evidenţă a structurii îl joacă proprietăţile magnetice ale porţiunilor precipitate ; dacă aceste particule sînt suficient de mici, ele vor fi formate dintr-un singur domeniu. Magnetizarea lor se realizează numai prin procesul rotaţiei, cîmpul lor coercitiv fiind determinat de anizotropia cristalină, de anizotropia tensiunilor sau de anizotropia formei. Ca urmare, punerea în evidenţă prin microscopia magnetică a precipitatelor de fază feromagnetică, într-o masă paramagnetică, se bazează pe magnetizarea remanentă şi pe cîmpul coercitiv al acestor particule. Pentru aceasta, probele se vor magnetiza mai întîi în cîmpuri magnetice puternice [1], [5].

BIBLIOGRAFIE

[1] Eremin N. I. *Magnitnaia Metallografia.* Fiziko-himiceskie metodî issledovaniia. Ţnitmaş, nr. 36, Maşghiz, 1950.

[2] Bitter F. Phys. Rev., nr. 38, 1903, 1931.

[3] Akulov S. F. şi Dehtrier M. Ann. Phys., nr. 15,750, 1932.

[4] Djikstra J. L. *Relation of magnetic Properties to Microstructure. Relation of Properties to Microstructure.* American Society for Metals, Cleweland, Ohio, 1954.

[5] Eremin N. I. şi Reşetkina N. A. *Magnitno metallograficeskii fazovîi analiz austenitnîh stalei.* Fiziko-himiceskie metodî issledovaniia metallov. Ţnitmaş nr. 36, Maşghiz, 1950.

[6] Eremin N. I. *Mikroskopiceskii analiz deformaţii metallov po magnitnoi strukture.* Fiziko-himiceskie metodî issledovaniia metallov. Ţnitmaş, nr. 36, Maşghiz, 1950.

[7] Eremin N. I., Laşco N. F. şi Lebedianskaia N. I. *Fazovie izmeneniia v stali E 572 pribkovke.* Fiziko-himiceskie issledovaniia austenitnîh *splavov.* Ţnitmaş, nr. 84, Maşghiz, 1957.

[8] Eremin N. I. şi Lebedinskaia N. I. *Issledovanie fazobîh prevraşcenie i magnitnîh microstructurnîm metodom.* Fiziko-himiceskie issledovaniia austenitnîh splavov. Ţnitmaş, nr. 84, Maşghiz, 1957.

[9] Entin S. D. *Obrazovanie fazî pri plasticeskoi deformaţii austenitnîh splavov.* Fiziko —himiceskie issledovaniia austenitnîh splavov. Ţnitmaş, nr. 84, Maşghiz, 1957.

[10] Eremin N. I. *Magnitnaia poroşkovaia defectoscopia.* Moscova. Maşghiz, 1947.

[11] Ţigadho A. V. *Kontrol detalei metodam magnitnogo poroşka.* Oboronghiz, 1951.

[12] Laşco F. N. şi Eremin I. N. *Fazovîi analiz i structura austenitnîh stalei.* Moscova, Maşghiz, 1957.

[13] Geller A. Iu. şi Fadiuşcina N. M. *Opredelenie ostalocinovo austenito-magnitno-metalograficeskim metodom. Metodica i practica metallograficesovo issledovaniia instrumentalnoi stali.* Moscova, Maşghiz, 1961, p. 44.

[14] Mantea St., Geru N., Cernica E. *Analele Româno-Sovietice,* seria Metalurgie nr. 2, 1961.

[15] Elmore C. W. Phy. Rev. 57, 757, 1938.

CĂRŢI NOI APĂRUTE ŞI ÎN CURS DE APARIŢIE

Wirtz Herbert
DAS VERHALTEN DER STÄHLE BEIM SCHWEISSEN. TEIL II: ANWENDUNG
(Comportarea oţelurilor la sudare)
Partea a II-a : Aplicare
4 Düsseldorf (R. F. G.), 1968. Deutscher Verlag für Schweisstechnik GmbH

Drehsen Herbert
WERKSTOFFSCHLÜSSEL DER SCHWEISSTECHNIK — ASTM — STANDARDS/DIN-BEZEICHNUNGEN
(Cifrul materialelor în tehnica sudării — Standarde ASTM/ Denumiri DIN)
4 Düsseldorf, 1968, Deutscher Verlag für Schweisstechnik GmbH

Wulke F.
DIE LICHTBOGEN-SCHWEISSUNG IN FRAGE UND ANTWORT
(Sudarea cu arc. Întrebări şi răspunsuri)
Berlin (R.D.G.), Ed. VEB Technik

HANDBUCH FÜR ROHRLEITUNGSBAU
(Manual de construcţie a conductelor)
Berlin (R.D.G.), Ed. VEB Technik

Lehmann H.
WERKSTOFFPRÜFUNG
(Încercarea materialelor)
München, Viena, Ed. R. Oldenbourg, 1968, 285 p.

Kaesche H.
DIE KORROSION DER METALLE, PHYSIKALISCHCHEMISCHE PRINZIPIEN UND AKTUELLE PROBLEME
(Coroziunea metalelor, principii fizicochimice şi problemele actuale)
Berlin, Springer Verlag, 1966

COMPOSITE MATERIALS
(Materiale compuse)
Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

INSTRUMENTATION IN THE METALLURGICAL INDUSTRY
(Utilajul în industria metalurgică)
Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

INDUSTRIAL COATINGS
(Acoperiri metalice industriale)
Mobil Chemical, Maintenance and Marine
Coatings Dept., CE—11, Edison, N. d. 80817

Unele considerații privind analiza granulometrică a materialelor de formare

Prof. ing. C. WANYOREK

Institutul politehnic – Brașov

CZ 621.742.4:539.215

CERTAINES CONSIDÉRATIONS CONCERNANT L'ANALYSE GRANULOMÉTRIQUE DES MATÉRIAUX DE MOULAGE

Dans cet étude on analyse les parties du standard STAS 1934–64 concernant la granulometrie, lesquelles, selon l'opinion de l'auteur, ne correspondent pas au but poursuivi.

CONSIDERATIONS REGARDING GRANULOMETRIC ANALYSIS OF MOULDING MATERIALS

The present study analyses certain sections of the Rumanian granulometry standard, STAS 1934–64, which, according to the author's opinion, do not meet the case.

În prezentul studiu se vor analiza acele părți din STAS 1934-64 referitoare la granulometrie care, după părerea autorului, nu corespund scopului [1].

Referirile se vor face folosindu-se numerotația zecimală a aliniatelor ca în standard.

3.1. Pentru efectuarea analizei granulometrice, în standard se impun o serie de nouă site, avînd numerele (dimensiunile): tava, 0,1 ; 0,15 ; 0,2 ; 0,3 ; 0,4 ; 0,6 ; 1,0 ; 1,5 — fără a se ține seamă că în prezent în R. S. România nimeni nu produce astfel de site, că industria și cerce-

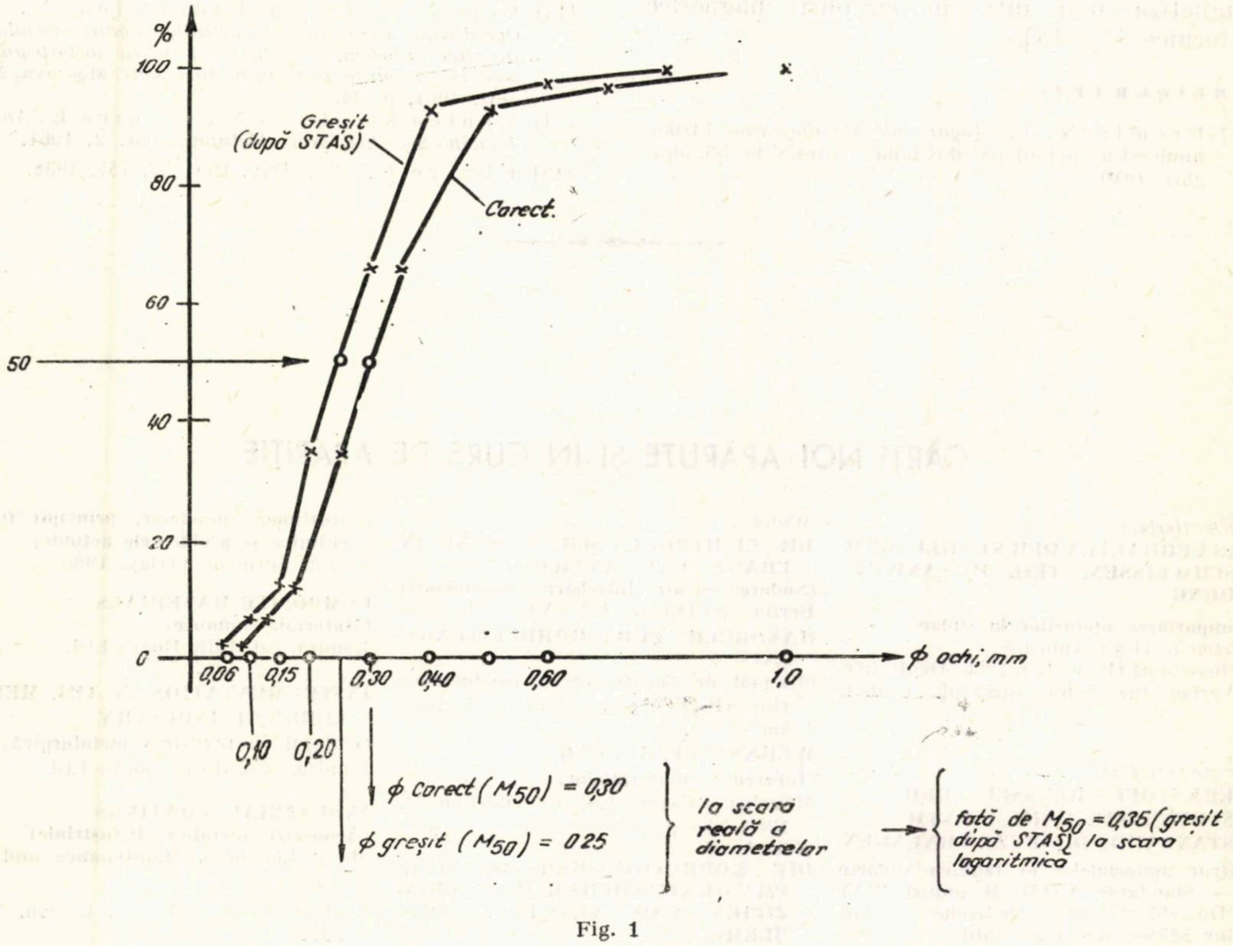


Fig. 1

tarea folosesc aparatură străină, în special elveţiană (Georg Fischer Schaffhausen), la care seria de şapte site, mai veche, are numerele (dimensiunile): 0,06; 0,10; 0,20; 0,30; 0,60; 1,0; 1,5, faţă de care seria de site [2], recent utilizate de acest important producător european de utilaje, pentru cercetarea amestecurilor de formare, cuprinde numerele (dimensiunile): 0,063; 0,09; 0,125; 0,18; 0,25; 0,355; 0,5; 0,71; 1,0; 1,4. În R. S. România din cauza utilajelor încă se mai foloseşte seria veche. Intercalarea, în această serie, a sitelor de 0,15 şi de 0,40, prevăzută de standard, apare tehnologic nemotivată [3], lungeşte şi complică operaţia de cernere, fără a îmbunătăţi calitatea analizei faţă de vechea serie de site Georg Fischer şi cu atît mai puţin faţă de noua serie.

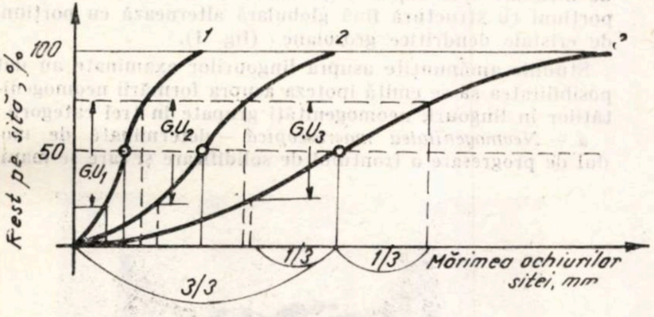


Fig. 2

3.2. Fracţiunile de nisip separate prin ciuruire şi cîntărite se raportează — după părerea autorului — în mod greşit la întreaga masă a amestecului granular, compusă din fracţiunea granulară şi fracţiunea levigabilă, aceasta din urmă (liantul) putînd fi o mărime variabilă, baza amestecului, la care trebuie raportaţi toţi indicii, fiind fracţiunea granulară.

4. Fracţiunea de bază, definită în standard, nu aduce elemente noi faţă de informaţiile date de cifrele rezultate din analiza granulometrică, din contră, suma fracţiunilor de pe trei site alăturate este probabil mare la foarte multe nisipuri întîlnite. Se recunoaşte dorinţa de a se exprima într-un mod forma diagramei, concentrarea granulaţiei, fără a se obţine însă un indice suficient de expresiv.

5. Granulaţia medie M_{50} se determină după standard pe diagrama integrală a granulaţiei prin intersecţia orizontalei de 50% masă de granule din total cu curba integrală.

În diagrama din figura 1 din standard curba este construită prin raportarea, în ordonată, a fracţiilor granulare pe diametrele ochiurilor sitelor, în loc să se pornească de la diametrele medii ale fiecărei clase granulometrice în parte, la care de fapt se referă cantităţile şi procentele fracţiilor separate prin ciuruire (fig. 1).

Scara logaritmică a diametrelor, folosită în standard în locul scării naturale, falsifică nu numai aspectul curbei, ci şi rezultatul calculelor grafice deoarece nu se respectă proporţionalitatea dintre valorile fracţiilor, în procente, şi logaritmii diametrelor granulelor.

6. Mărimea gradului de uniformitate (G. U.) a granulaţiei este definită în standard ca diferenţă a cantităţilor de nisip ce ar trece prin sitele $\frac{4}{3}$ M_{50} şi $\frac{2}{3}$ M_{50}.

Rezultă că valoarea lui G. U. este o funcţie a granulaţiei medii, în mod automat mai mare la granulaţii medii mari, mai mică la granulaţii medii mici, ceea ce principial este greşit după cum se poate observa şi din figura 2 unde compoziţii granulometrice foarte diferite duc la un G. U. (după standard) practic identic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Transformarea diagramei granulometrice în indici pentru caracterizarea amestecurilor granulare plastice.* Standardizare, nr. 2, 1969, p. 63—68.

[2] *Documentaţie tehnică.* Expoziţia şi conferinţa firmei Georg Fischer Schaffhausen cu privire la ultimele realizări în domeniul aparatelor de laborator pentru cercetarea amestecurilor de formare. Bucureşti, 1969.

[3] Wanyorek C. *Caracterizarea, prin indici numerici, a structurii fizice şi spaţiale a amestecurilor granulare plastice, cu aplicaţii la producţia de semifabricate pentru construcţia de maşini.* Teză pentru obţinerea titlului de doctor inginer. Institutul politehnic — Braşov, 1970.

* * *

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Influenţa factorilor tehnologici de la elaborare şi turnare asupra calităţii lingourilor mari din oţel calmat

Conf. dr. ing. SILVIA VACU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

Z 669.141.241.2:669.18.621.412:658.562

Se ştie că, lingourile de oţel calmat se caracterizează prin neomogenitate chimică şi structurală. Această neomogenitate apare mai accentuată la lingourile mari, unde, datorită duratei mai mari de solidificare, se manifestă mai pregnant fenomenele caracteristice solidificării selective.

La solidificarea lingourilor de oţel calmat au loc fenomene deosebit de complexe, complexitate care derivă, în primul rînd, din faptul că, însăşi oţelul lichid constituie un sistem fizico-chimic complex, iar condiţiile în care se produce solidificarea variază nu numai de la o oţelărie la alta, ci şi în aceeaşi oţelărie de la o şarjă la alta şi chiar de la lingou la lingou.

Privind în ansamblu factorii fizici şi fizico-chimici de la solidificarea lingourilor de oţel se constată că în cursul răcirii oţelului în lingotieră se produc:

a) procese de germinare şi de creştere a unor cristale de compoziţie variabilă dintr-un lichid a cărui compoziţie este diferită şi care se modifică în permanenţă;

b) reacţii secundare, ca urmare a modificării solubilităţii unor elemente la scăderea temperaturii, reacţii care determină uneori apariţia unor faze noi, ceea ce perturbează desfăşurarea proceselor de solidificare;

c) mişcări ale oţelului lichid din interiorul crustei solidificate, ca urmare a curenţilor de convecţie care iau naştere datorită diferenţelor de temperatură în diferite zone ale lingoului, ceea ce produce, de asemenea, modificări în modul de progresare a frontului de solidificare;

d) modificări ale caracteristicilor fizice ale fazelor prezente ca urmare a segregaţiilor directe şi inverse, precum şi a modificărilor alotrope, produse în fazele solide în curs de răcire ca, de exemplu, temperatura de început de solidificare, domeniul de solidificare, greutatea specifică, coeficientul de dilatare termică, entalpia, conductivitatea termică, difuzivitatea termică etc.

Adăugind la aceşti factori interni şi multitudinea de factori externi care intervin, precum şi faptul că măsurările nu se pot face direct, în cea mai mare parte, se explică de ce nu există încă relaţii cantitative precise între structura lingourilor şi factorii fizico-chimici de la elaborare şi turnare, relaţiile stabilite fiind mai mult cu caracter calitativ, iar cele cantitative dînd valori aproximative deoarece nu pot cuprinde toţi factorii care acţionează.

Cercetările întreprinse în ultimii ani folosind mijloace de investigaţie moderne ca, de exemplu, studierea progresării frontului de solidificare şi a curenţilor de convecţie cu ajutorul izotopilor radioactivi S^{35}[1], Au^{192} [2], [3] sau prin prelucrarea datelor experimentale cu ajutorul calculatoarelor numerice folosind relaţiile entalpie – temperatură [4], precum şi segregarea interdendritică din zona de transcristalizare şi macrosegregaţiile [3], [5], [6] etc., dau posibilitatea ca, legat de structura lingoului, să se aprecieze modul cum aceasta este influenţată de condiţiile de elaborare şi de turnare.

Aspectul structural al lingourilor mari din oţel calmat semidur şi dur

Studierea structurii unui lingou prezintă, în general, următoarele zone distincte: o zonă marginală de cîţiva milimetri, din cristale mici echiaxe, a cărei analiză chimică corespunde compoziţiei medii a oţelului, urmată de zona cu cristale columnare, a căror axă longitudinală este aproape perpendiculară pe peretele lingotierei, avînd o uşoară tendinţă de înclinare spre capul lingoului, şi o zonă axială, în care porţiuni cu structură fină globulară alternează cu porţiuni de cristale dendritice grosolane (fig. 1).

Studiile amănunţite asupra lingourilor examinate au dat posibilitatea să se emită ipoteza asupra formării neomogenităţilor în lingouri, neomogenităţi grupate în trei categorii:

a – *Neomogenitatea macroscopică* – determinată de modul de progresare a frontului de solidificare şi care se mani-

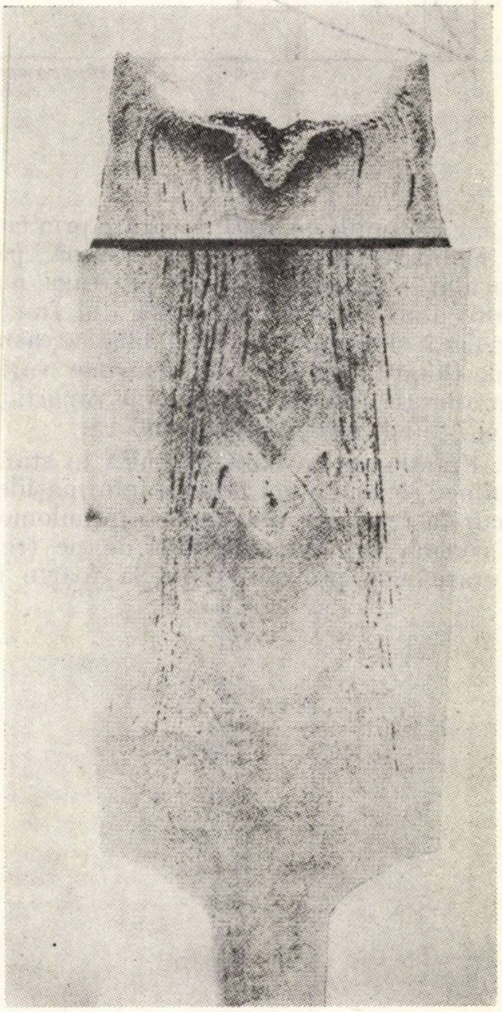


Fig. 1. Amprentă Baumann pe secţiunea unui lingou de 30 t [6]. Scara 1:26.

festă prin variaţia structurii şi a compoziţiei atît pe înălţime, cît şi pe secţiunea lingoului. Astfel, se constată o segregare puternică a carbonului, fosforului, sulfului, azotului, arsenului (fig. 2) şi, în mai mică măsură, a manganului şi siliciului.

Alternanţa de zone cu structură fină cu zone cu structură dendritică grosolană nu se poate explica decît prin căderea periodică a unor grupuri de cristale formate în partea de sus a lingoului, modul de depunere fiind influenţat pe de o parte de curenţii de convecţie şi, pe de altă parte, de viteza de avansare a frontului de solidificare. În sprijinul acestei explicaţii vin experienţele efectuate cu ajutorul iridiului radioactiv (Ir^{192}), prin care se pune în evidenţă depunerea unui bloc de cristale într-un lingou ţinut înclinat în timpul solidificării (fig. 3).

b — *Neomogenităţi locale* (*sistematice*) sînt considerate neomogenităţile care apar în special în zona de cristale columnare şi care prezintă mai multe aspecte: unele, sub forma unor zone inelare, care urmăresc conturul lingotierei (fig 4) şi care, din analizele efectuate, arată că, în ceea ce priveşte compoziţia nu diferă substanţial de a masei metalice înconjurătoare cu excepţia faptului că în aceste zone lipseşte sulful. Formarea acestor zone se explică prin progresarea discontinuă a frontului de solidificare şi a efectului de „spălare" pe care îl au curenţii de convecţie, care îndepărtează de lîngă peretele solidificat, lichidul impur, făcînd loc unui lichid mai pur. Tot din această categorie fac parte şi liniile de umbră, acele dungi întunecate care apar pe amprenta Baumann (fig. 1), cu lungimi de la cîţiva milimetri la cîţiva centimetri, uşor înclinate spre axă, mai frecvente spre capul lingoului.

Aceste neomogenităţi se caracterizează prin conţinut ridicat de elemente care segregă puternic (S, P), concentraţia crescînd brusc spre partea exterioară a liniei (fig. 5), şi diminuîndu-se spre interiorul lingoului. Este de remarcat faptul că, la partea superioară, aceste linii sfîrşesc printr-o microretasură. Singura explicaţie dată acestei neomogenităţi este degajarea de gaze (în special de hidrogen) în cursul solidificării, explicaţie încă neconfirmată dar nici infirmată pînă în prezent. Cert este însă faptul că, aceste neomogenităţi apar în special la lingourile mari, turnate din oţel care nu a fost bine degazat în cursul afinării şi care a fost turnat repede cu temperatură mare [7], lingouri care se caracterizează şi printr-o zonă de transcristalizare dezvoltată.

Deşi sînt concentraţii mari de sulf în liniile de umbră, aceste neomogenităţi nu constituie discontinuităţi deoarece sulfurile sînt fin dispersate, iar concentraţia celorlalte elemente segregate se diminuează prin difuzie, porozitatea de

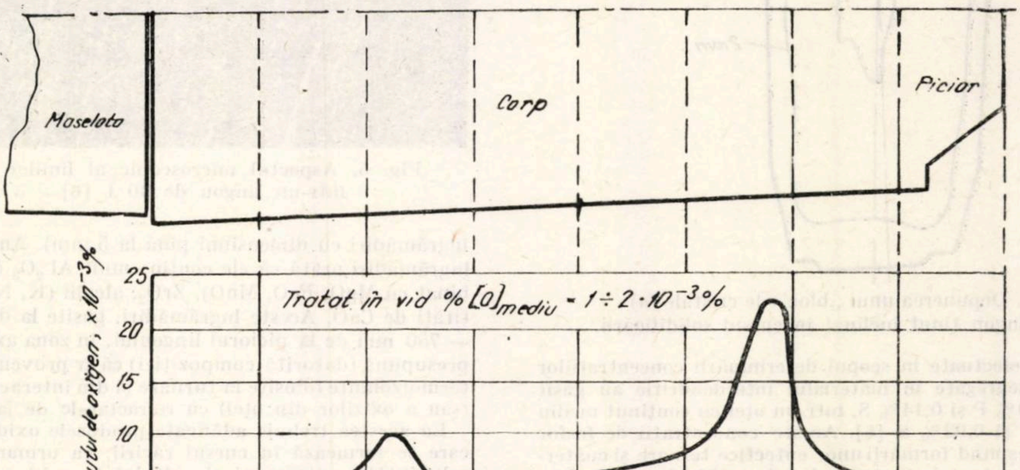


Fig. 2. Variaţia %[O] şi a segregaţiei [C], [S], [P], în zona centrală a lingoului de 30 t [3], [6].

la capul liniei fiind resorbită atunci cînd lingoul este deformat puternic.

În fine, al treilea tip de neomogenitate sistematică, de data aceasta la scară microscopică, este segregarea interdendritică, mai accentuată tot în zona de cristale columnare. Aceste segregaţii se produc în cursul formării celei de-a doua zone, între ramurile dendritelor rămînînd o fază bogată în impurităţi care, avînd temperatură joasă de topire, este încă lichidă chiar cînd începe solidificarea zonei axiale [8].

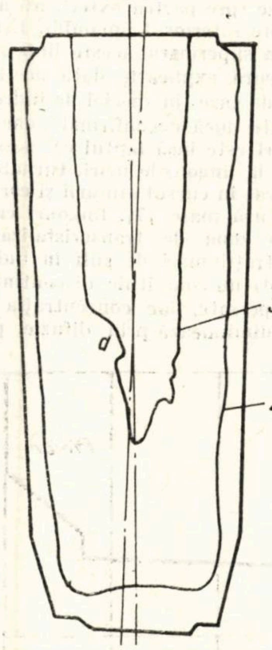


Fig. 3. Depunerea unui „bloc" de cristale (*a*) într-un lingou ţinut înclinat în cursul solidificării.

Unele studii efectuate în scopul determinării concentraţiilor elementelor segregate în materialul interdendritic au găsit valori de 0,09% P şi 0,14% S, într-un oţel cu conţinut mediu de 0,015% P şi 0,02% S [5]. Aceste concentraţii de fosfor şi de sulf corespund formării unor eutectice ternare şi cuaternare cu temperaturi de topire în jur de 1 200 °C, ceea ce face ca în cursul deformării plastice, în zonele interdendritice să se producă ruperi ale materialului.

c — *Neomogenităţi accidentale*, constituite în special din îngrămădiri de particule nemetalice care ating uneori dimensiuni apreciabile (în lingoul de 30 t au fost detectate

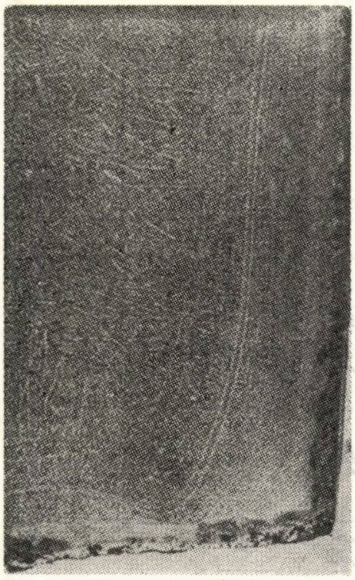


Fig. 4. Zone inelare printr-un lingou de 30 t [6].

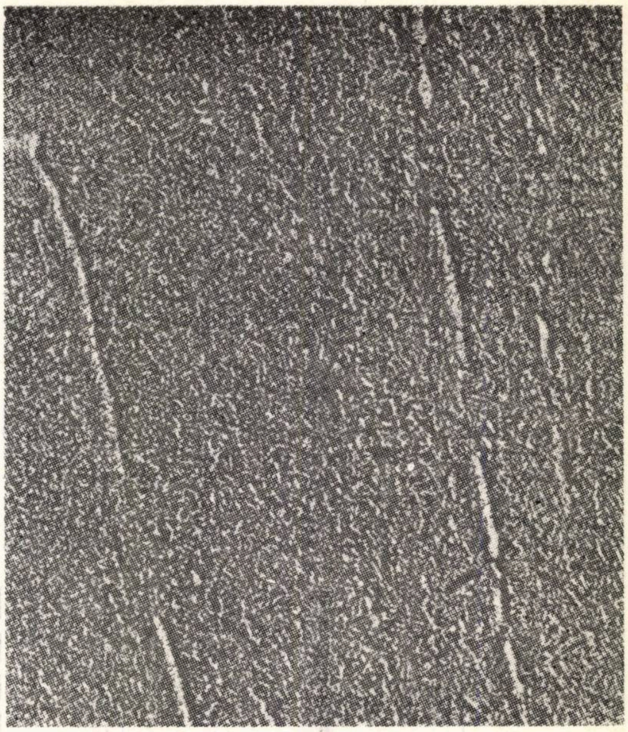


Fig. 5. Aspectul microscopic al liniilor de umbră într-un lingou de 30 t [6] × 3 : 5.

îngrămădiri cu dimensiuni pînă la 5 mm). Analizele acestor îngrămădiri arată că ele conţin mult Al_2O_3 (liber sau combinat cu MgO, FeO, MnO), ZrO_2, alcalii (K, Na) şi mici cantităţi de CaO. Aceste îngrămădiri, găsite la distanţă de 700 – 750 mm de la piciorul lingoului, în zona axială face să se presupună (datorită compoziţiei) că ar proveni din prafurile termoizolante folosite la turnare şi din interacţiunea acestora (sau a oxizilor din oţel) cu refractarele de la turnare [6].

La acestea trebuie adăugate produsele oxidice şi sulfidice care se formează în cursul răcirii, ca urmare a micşorării solubilităţii oxigenului şi sulfului la scăderea temperaturii şi care nu mai au posibilitatea să se separe datorită creşterii viscozităţii.

În afară de particulele nemetalice, în zona centrală apar şi incluziuni metalice sub forma unor corpuri a căror structură diferă de cea a masei metalice înconjurătoare şi care, de regulă, sînt însoţite de incluziuni oxidice. Apariţia unor asemenea blocuri a fost pusă în evidenţă tot cu ajutorul Ir^{192} (fig. 6).

Acest tip de neomogenităţi reprezintă de altfel cele mai dăunătoare defecte deoarece ele constituie discontinuităţi în masa lingoului, de fapt locuri de concentrare a tensiunilor, care pot forma amorse cu ruptură.

Factorii tehnologici care influenţează calitatea lingourilor

Din cele menţionate rezultă că factorii tehnologici care trebuie avuţi în vedere pentru obţinerea unor lingouri de calitate sînt acei care determină puritatea oţelului, în special în ceea ce priveşte elementele cu tendinţă mare de segregare (P, S) şi gazele (N, H, O), precum şi factorii care influenţează progresarea frontului de solidificare în lingou.

Compoziţia cerută oţelului şi gradul de puritate în ceea ce priveşte conţinuturile de gaze şi de incluziuni nemetalice sînt influenţate de foarte mulţi factori tehnologici şi anume: calitatea încărcăturii, condiţiile de topire (cea mai mare cantitate de gaze ajungînd în încărcătura metalică în această perioadă), condiţiile de la afinare, de la dezoxidare etc.

Din studiile efectuate asupra factorilor care influenţează puritatea oţelului rezultă că un rol important îl are viteza de decarburare, factor determinat în mare măsură de regimul termic. Se constată astfel că, cu cît viteza de decarburare este mai mare, conţinutul de hidrogen (fig. 7) [10] şi de azot (fig. 8) [11] scad. De asemenea, din unele studii mai vechi rezultă că atunci cînd viteza de decarburare este mare și conținutul de incluziuni nemetalice din oțel este mai mic (fig. 9) [12]. Aceasta înseamnă că, la viteză mare de decarburare, datorită contactului mai bun dintre baia metalică și zgură se creează condiții favorabile pentru decantarea oxizilor microscopici aflați în suspensie în baia metalică [11].

Desigur că, asupra conținutului de incluziuni nemetalice o influență deosebită o are dezoxidarea (prin difuziune și prin precipitare) o parte din oxizii microscopici aflați în suspensie fiind reduși de elementele dezoxidante mai puternice, ceea ce modifică atît compoziția, cît și caracteristicile acestora.

Dezoxidarea își atinge scopul atunci cînd se asigură un conținut mic de oxigen în baie la temperaturi înalte și îndepărtarea avansată și în timp scurt a produselor de dezoxidare, ceea ce depinde de caracteristicile fizico-chimice ale acestora (de exemplu, produse lichide într-un domeniu mare de compoziție și temperaturi sau cu tensiune superficială mare). Aceasta se realizează de regulă prin folosirea mai multor dezoxidanți adăugați într-o anumită ordine sau combinații, în cantități corespunzătoare conținutului de oxigen din momentul adăugării.

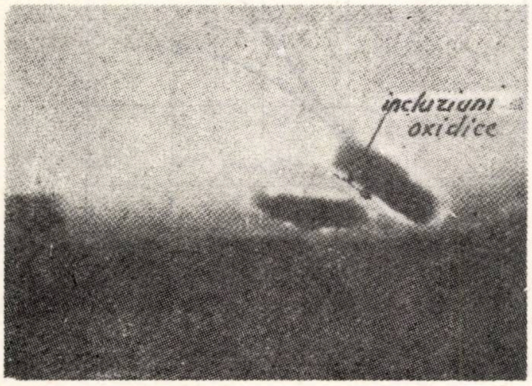


Fig. 6. Depozite de grupe de cristale pe fundul zonei lichide din centrul lingoului de 30 t [3] × 1 : 2.

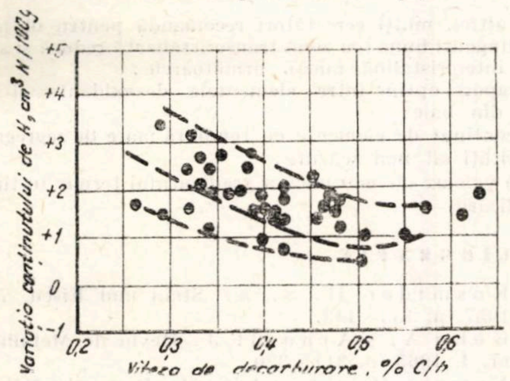


Fig. 7. Variația conținutului de [H] între topire și evacuare în funcție de viteza de decarburare.

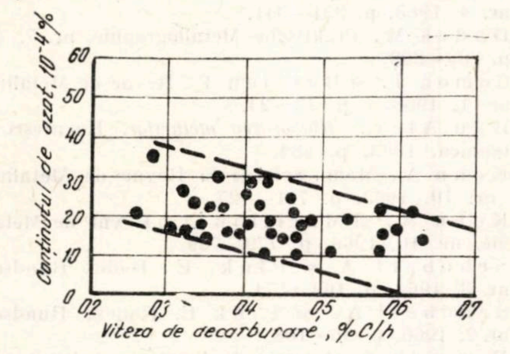


Fig. 8. Variația conținutului de [N] în funcție de viteza de decarburare.

Folosirea numai a unui dezoxidant nu este indicată, chiar atunci cînd elementul respectiv are putere mare de dezoxidare și oxidul său are tensiune superficială mare. De exemplu aluminiul este cunoscut ca unul din cei mai puternici dezoxidanți, iar Al_2O_3 are tensiune superficială mare. Într-adevăr, dacă la adăugarea aluminiului conținutul de oxigen din baia metalică este mic, rezultă o cantitate mică de Al_2O_3, repartizată într-un număr foarte mare de particule extrem de mici (10—30 mμ), care se îndepărtează cu viteză mare din oțel, ca urmare a neumectării lor de către oțel și a greutății specifice mici în comparație cu a oțelului. Dacă însă se adaugă aluminiu într-o baie cu conținut mare de oxigen rezultă multe produse de Al_2O_3 și oxizi de fier sinterizate, în particule mari (40—50 mμ), dacă adaosul de aluminiu este mic sau în îngrămădiri grosolane, dacă adaosul este mare. Asemenea produse solide și cu tensiune superficială mică rămîn în mare parte în oțel.

La adăugarea aluminiului este necesar să se cunoască și conținutul de mangan, efectul manganului asupra creșterii capacității de dezoxidare a aluminiului fiind apreciabil (fig. 10). Deși fenomenele legate de dezoxidarea cu aluminiu sînt încă nelămurite complet, metoda aceasta a început să se practice tot mai mult. Pentru a-și atinge scopul însă, este necesar ca să se stăpînească gradul de oxidare a băii în momentul adăugării și să se aleagă judicios momentul adăugării și cantitatea adăugată.

Multe din elementele de aliere au și putere mare de dezoxidare, astfel: V, Ti, B, Zr, Nb, Ta, care sînt uneori chiar folosite ca dezoxidanți speciali. Trebuie însă să se țină seamă că, pe lîngă faptul că sînt scumpi formează și produse de

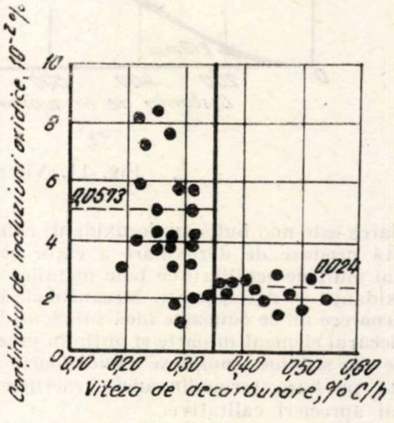


Fig. 9. Variația conținutului de incluziuni nemetalice în funcție de viteza de decarburare.

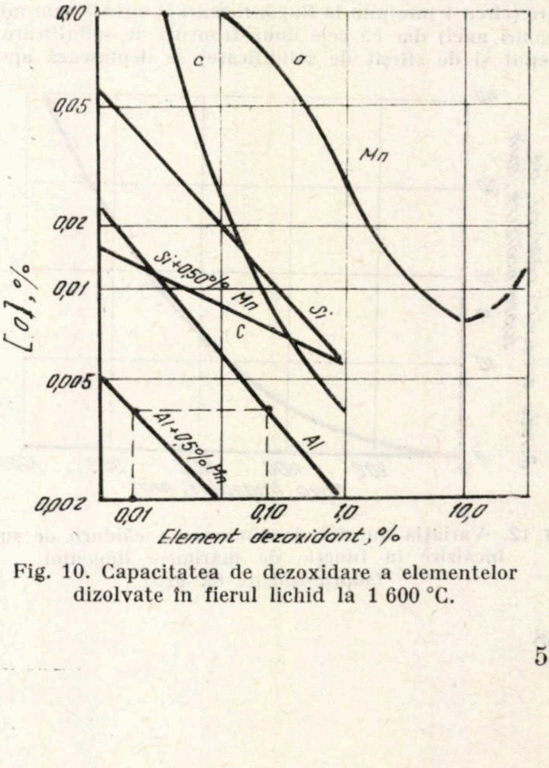


Fig. 10. Capacitatea de dezoxidare a elementelor dizolvate în fierul lichid la 1 600 °C.

dezoxidare greu fuzibile, care se depun greu, de aceea trebuie adăugaţi numai după ce s-a făcut dezoxidarea avansată cu Mn—Si—Al.

Ordinea adăugării dezoxidanţilor speciali depinde de scopul urmărit. Astfel, pentru formarea de carburi stabile, se poate folosi titan şi niobiu sau titan şi bor; după dezoxidarea cu aluminiu se adaugă întîi titan, care este mai ieftin, apoi niobiu sau bor; titanul are şi rolul de a lega azotul.

La folosirea aluminiului şi a titanului este necesar să se lucreze la temperatură mai înaltă, altfel oţelul este vîscos datorită suspensiilor de oxizi de aluminiu şi de titan şi de azotură şi carbură de titan mai ales cînd conţinutul de carbon este ridicat. Aceasta explică de ce la oţelurile austenitice Cr—Ni se evită titanul, preferîndu-se niobiul.

mativ cu aceeaşi viteză (fig. 11) deşi distanţa dintre ele este cu atît mai mare, cu cît lingoul este mai mare (38 mm la lingou mic — 420 mm Ø şi 132 mm la lingou mare — 1 890 mm Ø).

În ceea ce priveşte temperatura de turnare, din literatura studiată rezultă că gradul de supraîncălzire are numai o influenţă uşoară asupra condiţiilor de solidificare şi anume numai în zona exterioară, deoarece căldura de supraîncălzire se pierde relativ rapid (fig. 12), astfel încît asupra regiunii interioare nu mai are practic nici o influenţă.

De asemenea, se constată că temperatura de turnare, grosimea peretelui lingotierei, conductivitatea termică a fontei din care este făcută lingotiera şi chiar marca oţelului influenţează, într-o mică măsură, progresarea frontului de solidificare şi că modul de solidificare este determinat de cantitatea de calorii care trebuie evacuată în exterior, deci practic de raportul dintre volumul total şi suprafaţa de radiaţie.

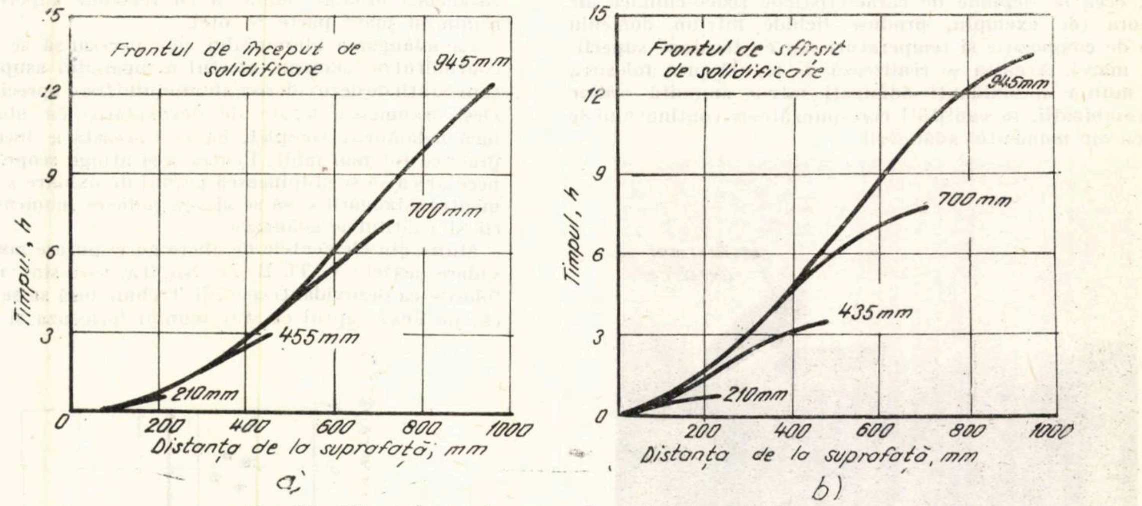


Fig. 11. Viteza de progresare a frontului de solidificare.

Dezoxidarea este mai bună cu dezoxidanţi complecşi deoarece rezultă produse de dezoxidare a căror compoziţie se apropie mai mult de echilibru cu baia metalică decît atunci cînd dezoxidanţii se dau separat. Mecanismele încă nu sînt stabilite deoarece nu se cunoaşte încă suficient de bine comportarea fiecărui element în parte şi puţin în prezenţa altora, fenomenele în sisteme complexe fiind foarte complicate, deocamdată pe baza termodinamicii reacţiilor putîndu-se face numai aprecieri calitative.

În ceea ce priveşte modul de solidificare, din literatura cercetată se constată că viteza de deplasare a frontului de solidificare este cu atît mai mică, cu cît lingoul este mai mare (circa 1 mm/min la lingouri mari şi circa 3 mm/min la lingouri mici) dar că cele două fronturi de solidificare (de început şi de sfîrşit de solidificare) se deplasează aproximativ cu aceeaşi viteză (fig. 11) deşi distanţa dintre ele este cu atît mai mare, cu cît lingoul este mai mare (38 mm la lingou mic — 420 mm Ø şi 132 mm la lingou mare — 1 890 mm Ø).

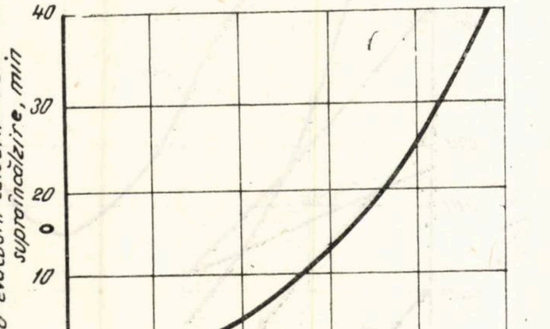


Fig. 12. Variaţia duratei de eliminare a căldurii de supraîncălzire în funcţie de mărimea lingoului (supraîncălzire 62 grd).

De altfel, mulţi cercetători recomandă pentru obţinerea unor lingouri bune (cu zonă transcristalizată redusă şi segregaţie intercristalină mică), următoarele:

— raport optim între elementele dezoxidante şi oxigenul din baie;

— conţinut de elemente cu tendinţă mare de segregare şi impurităţi cît mai scăzute;

— o valoare cît mai mică a gradientului termic în timpul solidificării.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kosmider H. ş. a. Stahl und Eisen, 7. II. 1957, p. 133—143.
[2] Kohn A. şi Arnoult J. Revue de Métallurgie, nr. 4, 1965. p. 311—320.
[3] Nepper M. şi Laubin M. Revue de Métallurgie, nr. 1. 1968, p. 25—34.
[4] Kohn A. şi Morillon J. Revue de Métallurgie nr. 4, 1965, p. 321—341.
[5] Dudek M. Praktische Metallographie, nr. 7. 1966, p. 298—302.
[6] Comon J. şi Bastien P. Revue de Métallurgie, nr. 1, 1968, p. 13—24.
[7] Rău Alex. *Elaborarea oţelurilor*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1963, p. 584.
[8] Kohn A. Mém. Sci. de la Revue de Métallurgie, nr. 10, 1963, p. 711—727.
[9] Kohn A. şi Marillon J. Revue de Métallurgie, nr. 10, 1966. p. 779—789.
[10] Schöberl A. şi Pink E. Radex Rundschau, nr. 3, 1964, p. 162—174.
[11] Schöberl A. şi Pink E. Radex, Rundschau, nr. 2, 1966, p. 96—108,
[12] Dascălu S. Lucrare de disertaţie. Institutul politehnic — Bucureşti, 1956.

Măsurarea vitezei benzilor laminate prin metoda corelației

Ing. I. PALCU

Institutul politehnic – București

C.Z. 669.14–418:621.771.23

Automatizarea proceselor siderurgice se desfășoară în condițiile introducerii tot mai intense a mijloacelor moderne de calcul. Atît în străinătate, cît și în R. S. România [1] se utilizează calculatoarele electronice în vederea automatizării complexe a procesului de laminare. Pentru utilizarea mijloacelor de calcul se impune realizarea unui sistem informațional complex, prin care datele culese în timpul desfășurării procesului să ajungă la calculator în vederea prelucrării lor și obținerii informației utile. Elementele primare, care culeg informația necesară din proces, denumite traductoare, joacă un rol deosebit de important deoarece în funcție de precizia cu care se realizează măsurarea parametrilor controlați depinde precizia rezultatelor obținute după prelucrarea datelor în calculator.

Unul din parametrii care se impune a fi măsurat cu precizie este viteza benzii laminate. Este cunoscut [2] că prin cunoașterea vitezelor v_i și v_d (fig. 1, *a*) se pot rezolva, în condițiile automatizării complexe, următoarele probleme importante :

— *Determinarea grosimii laminatului și utilizarea acestei informații pentru reglarea automată a grosimii.* Pentru demonstrarea celor afirmate se notează cu h_i, l_i și v_i grosimea, lățimea și viteza benzii laminate la intrarea în cilindrii de laminare și cu h_d, l_d și v_d aceiași parametri la ieșirea din cilindri. Deoarece metalul laminat este practic incompresibil, se poate considera că volumul de metal care intră în cilindrii de laminare, în unitatea de timp, este egal cu volumul de metal de la ieșirea din cilindri. Exprimînd această egalitate în funcție de parametrii geometrici și vitezele v_i și v_d se poate scrie relația :

$$h_i\ l_i\ v_i = h_d\, l_d\, v_d \tag{1}$$

Deoarece parametrii h_i, l_i și l_d sînt mărimi cunoscute, se poate introduce notația :

$$K = h_i \frac{l_i}{l_d} \tag{2}$$

Din relațiile (1) și (2) se obține :

$$h_d = K \frac{v_i}{v_d} \tag{3}$$

Din relația (3) se observă că grosimea benzii laminate, la ieșirea din cilindrii de laminare, se poate determina dacă se cunoaște raportul vitezelor v_i și v_d ceea ce trebuie demonstrat.

— *Măsurarea lungimii benzii laminate în vederea tăierii ei optime la dimensiune.* Cunoscînd viteza v_d, determinarea lungimii benzii L se efectuează pe baza relației :

$$L = \int_o^T v_d\ (t)\ dt \tag{4}$$

în care T este intervalul de timp în care banda laminată trece prin dreptul dispozitivului de măsurare a vitezei.

Cunoașterea lungimii L a laminatului face posibilă determinarea dimensiunilor optime de croire, de către calculatorul de proces astfel încît deșeurile să fie minime [1].

O metodă modernă de măsurare a vitezei este metoda corelației. Se poate afirma cu certitudine că în ultimul timp există preocupări intense în vederea utilizării acestui principiu pentru măsurarea vitezei benzilor laminate [3].

Schema bloc a dispozitivului de măsurare automată a vitezei benzii laminate este reprezentată în figura 1, *b*. Becurile L_1 și L_2 proiectează pe suprafața metalului laminat două semnale luminoase dispuse la distanța *d*. Intensitatea fluxului luminos reflectat de pe suprafața metalului depinde de calitatea suprafeței, ale cărei neuniformități, pete etc. imprimă fluxului un caracter aleator. Traductoarele fotoelectrice TF_1 și TF_2 convertesc fluxurile luminoase reflectate în semnale electrice care se introduc în amplificatoarele A_1 și A_2. Întrucît întreg sistemul optic de proiectare și recepționare a semnalelor luminoase se află într-un plan perpendicular pe suprafața metalului și paralel cu vectorul viteză, punctele de pe suprafața metalului care modulează primul semnal se repetă după un interval de timp τ_d și în dreptul celui de-al doilea semnal, modulîndu-l la fel ca pe primul. În felul acesta semnalele U_1 și U_2 de la ieșirea celor două ampli-

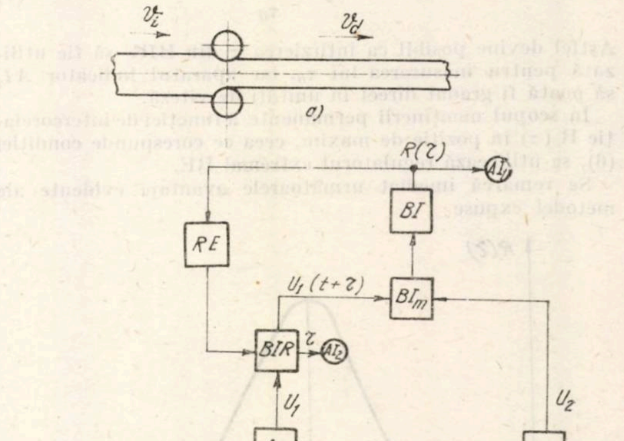


Fig. 1

L_1 și L_2 – becuri cu filament liniar; TF_1 și TF_2 – traductoare fotoelectrice; A_1 și A_2 – amplificatoare; AI_1 și AI_2 – aparate indicatoare; *BIR* – bloc de intirziere reglabil; *BIm* – bloc de inmulțire; *BI* – bloc de integrare; *RE* – regulator extremat.

ficatoare sînt practic identice ca formă dar decalate în timp cu τ_d (fig. 2), τ_d depinzînd numai de viteza de înaintare a benzii.

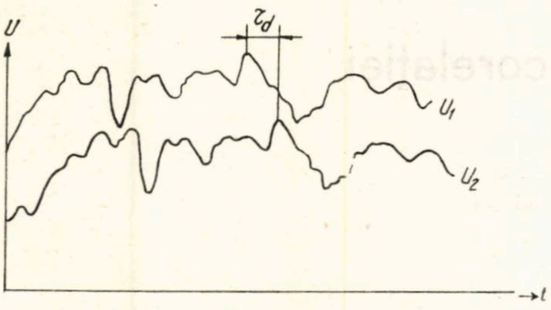


Fig. 2

Pentru determinarea funcţiei de intercorelaţie dintre cele două semnale, dispozitivul conţine un corelator compus din blocul de întîrziere reglabilă (BIR), blocul de înmulţire (BIm) şi blocul de integrare (BI). La ieşirea din corelator se obţine funcţia de intercorelaţie:

$$R(\tau) \cong \frac{1}{T}\int_0^T U_2(t)\, U_1(t+\tau)\, dt \tag{5}$$

Maximul acestei funcţii corespunde întîrzierii (fig. 3)

$$\tau = \tau_d \tag{6}$$

şi este pus în evidenţă de către aparatul indicator AI_1. Întîrzierea τ_d se determină de către blocul BIR, ceea ce permite calcularea vitezei:

$$v_d = \frac{d}{\tau_d} \tag{7}$$

Astfel devine posibil ca întîrzierea τ din BIR să fie utilizată pentru măsurarea lui τ_d, iar aparatul indicator AI_2 să poată fi gradat direct în unităţi de viteză.

În scopul menţinerii permanente a funcţiei de intercorelaţie R (τ) în poziţie de maxim, ceea ce corespunde condiţiei (6), se utilizează regulatorul extremal RE.

Se remarcă imediat următoarele avantaje evidente ale metodei expuse:

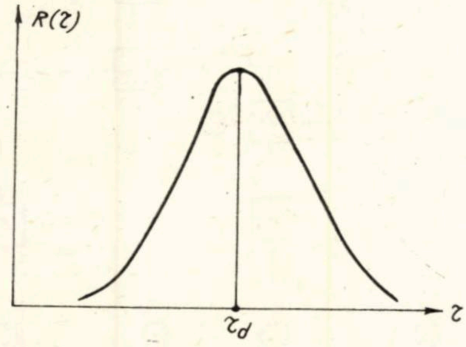


Fig. 3

— dispozitivul de măsurare nu vine în contact direct cu metalul în mişcare, eliminîndu-se astfel toate dezavantajele metodelor de contact ca uzura, precizia redusă, inerţia relativ mare a maselor în mişcare etc.;

— toate blocurile dispozitivului de măsurare pot fi realizate cu elemente cu comutaţie statică, respectiv pot fi tranzistorizate, asigurîndu-se astfel miniaturizarea dispozitivului şi o inerţie care din punct de vedere practic poate fi neglijată;

— metoda se poate utiliza pentru orice metal care se laminează la rece sau la cald:

— dispozitivele de acest tip favorizează aplicarea tehnicii numerice de măsurare, asigurînd în felul acesta o precizie sporită şi posibilitatea prelucrării rezultatelor pe calculatoare numerice.

În lucrarea [3] se prezintă un corelator electronic care poate fi utilizat la măsurarea vitezei laminatelor. Corelatorul menţionat determină funcţia de intercorelaţie pentru o sută de valori ale întîrzierii τ. Valorile calculate se expun pe un ecran (fig. 4), oferind astfel posibilitatea reperării punctului de maxim şi citirea pe caroiajul ecranului a întîrzierii τ_d, respectiv a vitezei v_d.

Prezintă interes dispozitivele numerice de măsurare a vitezelor, a căror schemă bloc este ilustrată în figura 5. Pentru

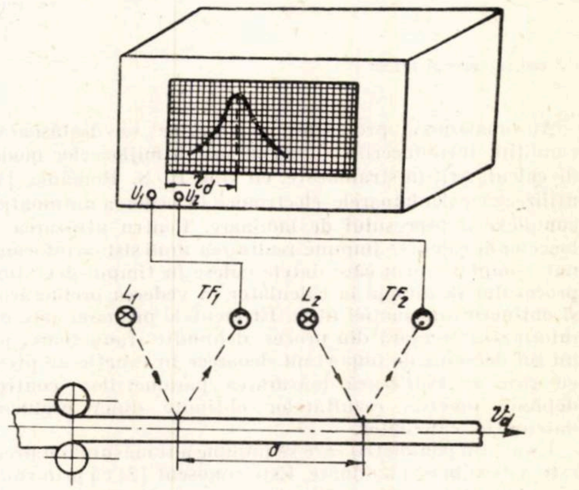


Fig. 4

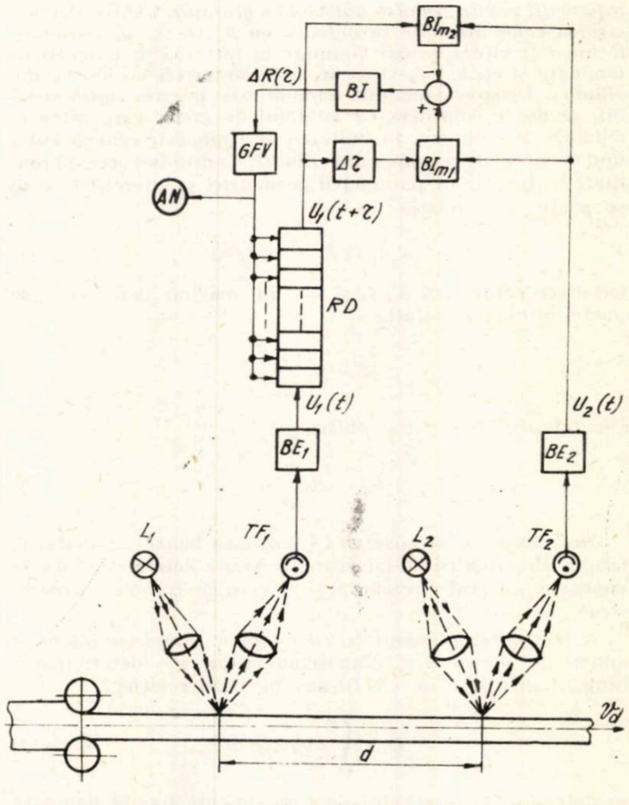


Fig. 5: L_1 şi L_2 — becuri cu filament liniar; TF_1 şi TF_2 — traductoare fotoelectrice; BE_1 şi BE_2 — blocuri de eşantionare; BIm_1 şi BIm_2 — blocuri de înmulţire; RD — registrul de deplasare; $\Delta\tau$ — bloc de întîrziere constantă; BI — bloc de integrare; GFV — generator de frecvenţă variabilă; AN — aparat numeric.

simplificarea blocurilor corelatorului cele două semnale recepționate de pe suprafața metalului se eșantionează în blocurile BE_1 și BE_2.

Ca bloc de întîrziere reglabilă se utilizează un registru de deplasare RD, întîrzierea τ fiind funcție de numărul de elemente ale registrului și frecvența impulsurilor de tact f_t, care deplasează semnalele în interiorul lui. În scopul obținerii unei caracteristici diferențiale ca cea din figura 6 se calculează două funcții de intercorelație deplasate una față de cealaltă cu întîrzierea constantă $\Delta\tau$.

Cele două funcții de intercorelație vor fi :

$$R_1(\tau) \cong \frac{1}{T}\int_o^T U_2(t)\, U_1(t+\tau)\, dt \tag{8}$$

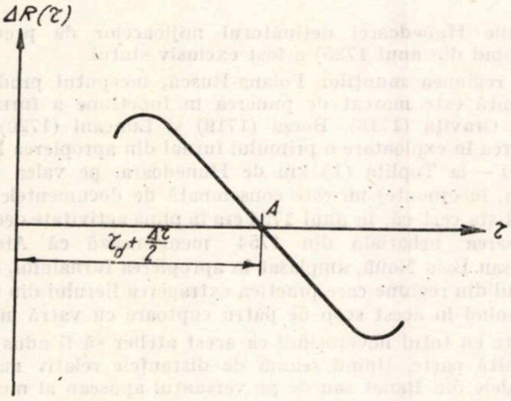


Fig. 6

$$R_2(\tau) \cong \frac{1}{T}\int_o^T U_2(t)\ U_1(t+\tau+\Delta\tau)dt \tag{9}$$

După efectuarea operației de scădere se obține caracteristica diferențială (fig. 6) :

$$\Delta R(\tau) = R_1(\tau) - R_2(\tau) \tag{10}$$

Schema din figura 5, fiind o schemă de tip diferențial, se distinge, față de cele precedente, prin aceea că măsurarea vitezei se face prin menținerea caracteristicii $\Delta R(\tau)$ în zero (punctul A din figura 6) și nu explorează poziția maximului funcției $R(\tau)$ ca în schema din figurile 1 și 4.

Pentru secțiile de laminare dotate cu calculatoare,metoda prezintă interes și prin faptul că toate calculele necesare determinării vitezei pot fi făcute chiar de calculator.

Avantajele oferite de această metodă permit să se tragă concluzia că prezintă interes și pentru secțiile de laminoare din R. S. România.

BIBLIOGRAFIE

[1] Damsker D. *Stadiul actual și perspectivele introducerii calculatoarelor electronice în industria laminatelor de oțel din Republica Socialistă România*. Metalurgia, nr. 5, mai, 1968, p. 24–30.

[2] Bremli N., Karlail S. și Sims P. *Necotorîe napravlenia avtomatizația procatnogo proizvodstva*. Trudî I Mejdunarodnogo. Kongressa Mejdunarodnoi federații po avtomaticeskomu upravelniu, vol. 6, AN, S. S. S. R, 1961, p. 126–132.

[3] Hewlett–Packard. Journal,nov. 1969,p. 17–20

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși :

- — 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.
- — 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum o pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă : ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează :

- — pentru cărți : numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, localitatea, editura, anul apariției ;
- — pentru reviste sau alte publicații periodice: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor putea modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa : Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Începuturile producţiei de fontă în împrejurimile Hunedoarei

Chim. N. CHINDLER şi ing. S. POPA
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.162.2(498)

Datorită dezvoltării forţelor de producţie în cursul secolului al XVIII-lea, dar mai ales în a doua lui jumătate, apar şi în Transilvania, tot mai vădite, semnele crizei feudalismului.

În scopul de a-şi spori veniturile, nobilimea este preocupată de promovarea unor noi ramuri de producţie, bazate pe materiile prime de pe moşiile proprii sau pe extinderea şi modernizarea celor existente.

Manufacturile de pe moşiile nobililor, înfiinţate încă în perioada precedentă, se înmulţesc ca număr şi sînt din ce în ce mai felurite: manufacturi de potasă, de sticlă, mori de hîrtie, joagăre, ateliere pentru extragerea şi prelucrarea fierului. Datorită acestei tendinţe creşte şi numărul atelierelor de extras şi prelucrat fier din împrejurimile Hunedoarei, atît de bogată în minereuri de fier, păduri şi ape furnizoare de energie, raportate natural la necesităţile epocii respective.

Ritmul de dezvoltare a manufacturilor nobiliare este însă destul de lent deoarece scopul primordial al nobilimii nu era de a-şi fructifica capitalul în întreprinderi industriale, ci mai ales de a profita de situaţia ei privilegiată, faţă de burghezie, şi de a realiza venituri din exploatarea la maximum a supuşilor ei.

Puţine din manufacturile acestea au depăşit cadrul manufacturilor feudale caracteristice Europei răsăritene din acea vreme, atingînd gradul unor întreprinderi de tip capitalist.

Problema producţiei manufacturiere mai dezvoltate rămîne în această perioadă o problemă de stat, strîns legată de politica economică, anume de a promova industria şi comerţul provinciilor ereditare şi de a-şi asigura piaţa de desfacere în provinciile răsăritene, printre care se numără şi Transilvania.

Dacă politica economică austriacă a frînat dezvoltarea industriei prelucrătoare din Transilvania, pentru a proteja dezvoltarea industriei din provinciile habsburgice, interesele Curţii vieneze cereau promovarea, mai mult în beneficiul fiscului, fireşte, a industriei extractive — monopol aproape exclusiv al statului —, cît şi a metalurgiei extractive. Astfel austriecii au intensificat exploatarea bogăţiilor miniere din Banat, judeţul Hunedoara, munţii Apuseni şi din alte părţi şi au modernizat atelierele de extras fierul din minereuri, înfiinţînd altele noi; mai ales în a doua jumătate a secolului al XVIII-lea mineritul şi metalurgia feroasă din Transilvania au luat un avînt necunoscut pînă atunci.

Statul austriac, unele persoane de la curtea imperială şi chiar anumiţi negustori bogaţi localnici se arată deosebit de interesaţi în această activitate aducătoare de venituri. Pentru obţinerea unui randament cît mai mare se sprijină exploatările în adîncime, se concesionează unele mine exploatării particulare, se construiesc furnale.

Urmare acestei politici economice a fost dezvoltarea forţelor de producţie şi a tehnicii miniere şi metalurgice, precum şi trecerea pe o scară largă la folosirea muncii salariate. În locul uneltelor rudimentare se introduc maşini mai perfecţionate.

Forţa de muncă sporeşte în minerit şi metalurgie, munca iobagă fiind înlocuită treptat, mai ales în întreprinderile mai mari, cu muncă salariată.

Astfel, pe la sfîrşitul secolului al XVIII-lea şi începutul secolului al XIX-lea mai ales sectorul capitalist înlocuieşte formele de exploatare feudală în minerit şi siderurgie [1].

În acest cadru economic trebuie privită întreaga evoluţie a metalurgiei în perioada relatată, cu menţiunea că în împrejurimile Hunedoarei deţinătorul mijloacelor de producţie (începînd din anul 1725) a fost exclusiv statul.

În regiunea munţilor Poiana-Ruscă, începutul producţiei de fontă este marcat de punerea în funcţiune a furnalelor de la Oraviţa (1718), Bocşa (1719) şi Luncani (1720) [2].

Darea în exploatare a primului furnal din apropierea Hunedoarei — la Topliţa (15 km de Hunedoara, pe valea rîului Cerna, în amonte) nu este consemnată de documentele vremii. Este cert că, în anul 1754 era în plină activitate deoarece scrisoarea urbarială din 1754 menţionează că Atelierul Nou sau Baia Nouă, amplasat în apropierea furnalului, a fost primul din regiune care practica extragerea fierului din fontă, dispunînd în acest scop de patru cuptoare cu vatră închisă.

Este cu totul neverosimil ca acest atelier să fi adus fontă din altă parte, ţinînd seamă de distanţele relativ mari de furnalele din Banat sau de pe versantul apusean al munţilor Poiana-Ruscă, cît şi de absenţa căilor de comunicaţii directe, permiţînd transportul unor cantităţi importante de fontă — astfel că se are certitudinea funcţionării furnalului de la Topliţa la data menţionată, cît şi posibilitatea intrării lui în funcţiune cu cîţiva ani mai devreme. De fapt, se menţionează ca dată a intrării în funcţie a furnalului de la Topliţa anul 1750 [3].

Primul document, cuprinzînd date concrete privind exploatarea furnalului, datează din 1787 şi consemnează faptul că în acest an a funcţionat 112 schimburi duble (de cîte 12 h) deci 112 zile.

În acest răstimp a prelucrat 27 926 măji şi 88 fonţi (este vorba de maja vieneză, egală cu 56 kg), adică 1 563,9t de minereu, din care au rezultat 9 431 măji de fontă (528 t).

Scoaterea era de 33,75 fonţi fontă (18,9 kg) dintr-o maje de minereu, la o producţie de 84 măji şi 33 fonţi (4,72 t) în 24 h.

În acelaşi an furnalul a fost oprit şi reparat de două ori, din cauza uzurii pronunţate a vetrei.

Producţia furnalului s-a menţinut la un nivel aproape constant, un document din anul 1799 consemnînd o producţie săptămînală de 604 — 692 măji (33,8 — 38,8 t), cu o scoatere de 37,25 — 40,50%. Consumul de mangal era de circa 1 905 kg pe t de fontă. Fonta, fiind destinată afinării, era turnată în blocuri.

Figura 1 reprezintă un desen al furnalului, datînd din anul 1800, reprodus după un clişeu aflat în arhiva fotografică a Serviciului laboratoare C.S.H. Se observă foarte bine profilul furnalului care avea creuzetul deschis, cît şi dispozitivul de insuflare a aerului.

Principalele dimensiuni ale furnalului erau: volumul util, 6,94 m^3; înălţimea totală, 21 picioare (6,64 m); diametrul creuzetului, 2 picioare şi 4 ţoli la bază (0,735 m); diametrul pîntecului, 5 picioare (1,58 m); diametrul gîtului, 2 picioare (0,632 m) (dimensiunile sînt calculate în sistemul avînd ca bază piciorul vienez, egal cu 0,316 m, ţolul vienez fiind egal cu 1/12 dintr-un picior).

Gurile de aer se găseau prima la 0,479, iar a doua, la 0,948 m deasupra vetrei. Pîntecul era la 2,42 m deasupra vetrei.

Vatra puţin înclinată înspre orificiul de evacuare a produselor lichide favoriza o descărcare continuă a acestora din creuzet.

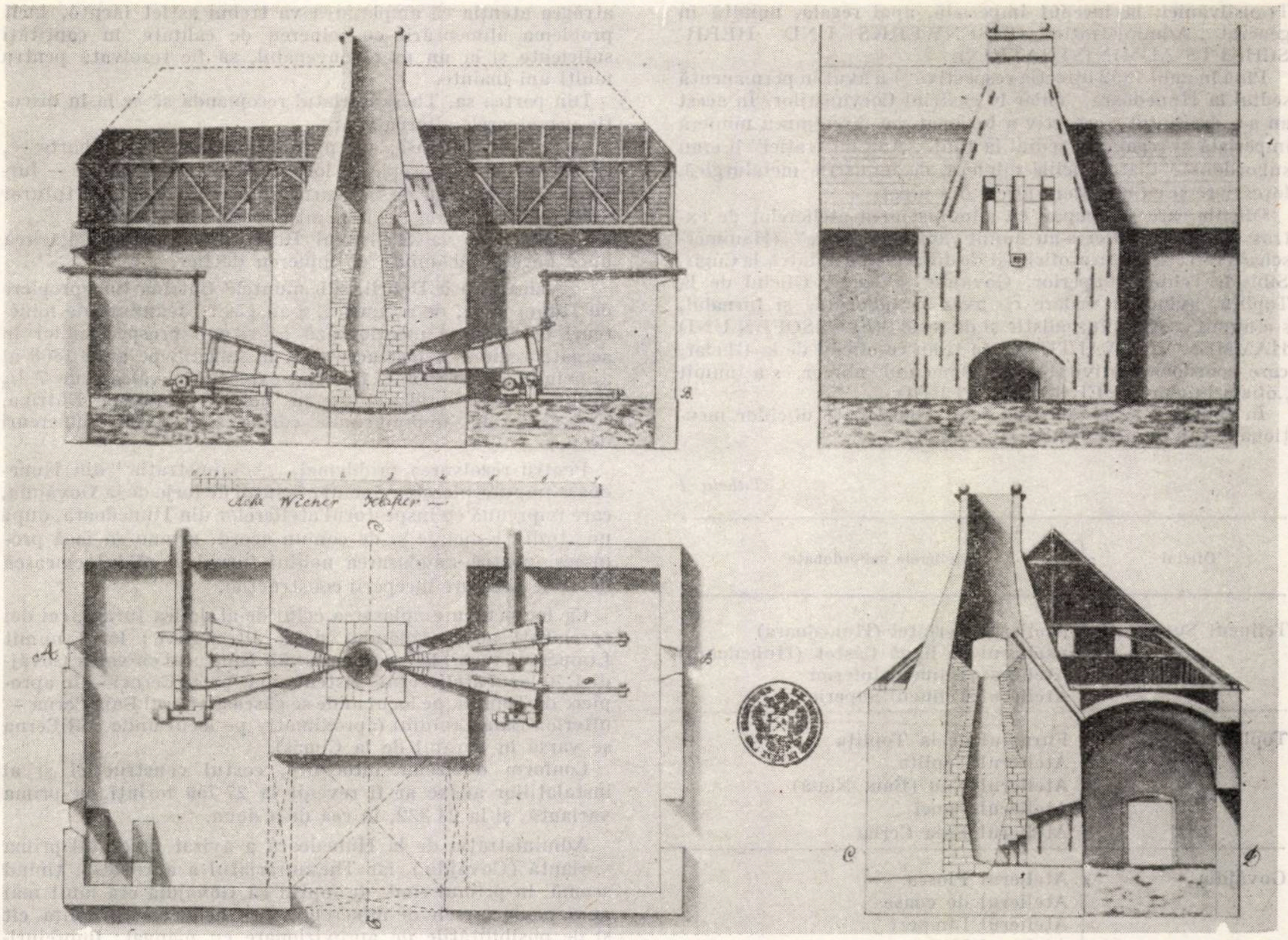


Fig. 1. Furnalul de la Topliţa — desen datînd din anul 1800.

Furnalul era căptuşit cu micaşist roz, care se înlocuia, anual, datorită uzurii pronunţate pînă la o înălţime de 1,6 m. Reparaţia capitală se făcea la 10 — 12 ani.

Fiecare gură de vînt era alimentată cu aer de către două foale din piele, acţionate de cîte o roată hidraulică, avînd lăţimea şi înălţimea interioară de patru picioare (1,264 m) şi o lungime de trei picioare şi trei ţoli (1,057 m).

Foalele executau în mod normal cîte 6 — 7 suflări pe min (fiecare), iar în caz că debitul rîului Cerna se micşora, în special în verile secetoase, 4 — 5 suflări pe min. Cantitatea de aer introdusă era de circa 1 m^3 de fiecare suflare, deci între 24 — 28 m^3 pe min. Luînd ca medie 25 m^3 pe min, rezultă un debit de 3,6 m^3 de aer pe m^3 volum util de furnal şi min.

Cu timpul, volumul util al furnalului a fost mărit la 10,91m^3; conform unui document datînd din anul 1830, principalele sale dimensiuni erau următoarele: înălţimea totală, 21 picioare şi 6 ţoli (6,794 m); diametrul creuzetului la bază 34 ţoli (0,946 m); diametrul pîntecului, identic cu al creuzetului (0,946 m).

Era căptuşit în întregime cu piatră cioplită. Prima gură de vînt se găsea la 18 ţoli (0,474 m) deasupra vetrei, iar a doua, la 20 de ţoli (0,526 m). Furnalul producea în mod normal fontă albă pentru afinare, la caz de nevoie însă şi fontă cenuşie sau fontă oglindă. Astfel, în perioada 1801 — 1802, 90% din fonta produsă era albă, 7,5% cenuşie şi 2,5% fontă oglindă.

Începînd cu anul 1808, furnalul a produs şi piese turnate direct din furnal, în cantităţi crescînde, ajungînd pînă la circa 50 t pe an.

Din datele păstrate rezultă că producţia a avut variaţii mari, de la an la an, probabil în funcţie de posibilităţile de aprovizionare şi de reparaţiile necesare. Astfel de la 528 t produse în anul 1787 se ajunge în anul 1802 la 1 400 t, producţia de vîrf de 2 460 t realizîndu-se în anul 1836. Producţii minime se obţin în 1794 (187,5 t) şi în 1813 (23,8 t), probabil în anii respectivi furnalul reparîndu-se capital.

Problema desfacerii producţiei nu se punea, producţia fiind în permanenţă sub necesităţile atelierelor consumatoare.

Într-adevăr, pe lîngă atelierul nou amintit, abandonează vechiul procedeu de extragere a fierului direct din minereu, profilîndu-se pe producţia de oţel prin afinarea fontei pe vetre închise, atelierele de la Teliucul Superior, Topliţa, Limpert şi Nădrab din împrejurimile Hunedoarei, cît şi cele de la Sibişel şi Cugir din vecinătatea Orăştiei, alimentarea acestora făcîndu-se exclusiv de către furnalul de la Topliţa.

Apariţia furnalului şi modernizarea procesului de producţie au necesitat o reorganizare a sistemului de conducere şi de administrare a complexului de ateliere din jurul Hunedoarei. Documente, datînd de la sfîrşitul secolului al XVIII-lea şi începutul secolului al XIX-lea, consemnează că autoritatea administrativă centrală, care coordona activitatea de minerit şi industrială din Transilvania, era un oficiu al Curţii imperiale din Viena, condus de un ,,consilier financiar imperial şi regal'', numit mai tîrziu ,,consilier financiar regal''. În subordinele acestui oficiu, ca unitate operativă se afla ,,Thesaurariatul'', cu sediul la Sibiu, amintit în documentele epocii scrise în limba latină, sub denumirea ,,SACRAE CAESAREO REGIAE ET APOSTOLICAE MAJESTATIS THESAURARIATUS TRANSSYLVANIAE'' şi avînd de obicei în frunte un membru al familiilor de nobili bogate şi în graţiile Curţii imperiale.

Sfera de influenţă a ,,Thesaurariatului'', în afară de minerit şi siderurgie, cuprindea şi silvicultura şi agricultura, deci aproape întreaga activitate economică din acea vreme.

În subordinele lui se găseau direcţiile diferitelor exploatări dintre care direcţia din Hunedoara a uzinelor de fier din sudu, Transilvaniei, la început imperială, apoi regală, numită în general ,,Administraţie" (EISENWERKS UND HERRSCHAFTS ADMINISTRATION).

Pînă în anul 1852 direcţia respectivă şi-a avut în permanenţă sediul la Hunedoara, chiar în castelul Corviniştilor. În acest an s-a desfiinţat, respectiv a fuzionat, cu direcţiunea minieră imperială şi regală cu sediul la Cluj. ,,Administraţiei" îi erau subordonate toate oficiile miniere, de industrie metalurgică, forestiere şi cu caracter agricol din judeţ.

Oficiile care se ocupau cu administrarea atelierelor de extras şi prelucrat fier s-au numit ,,oficii de forje" (Hammerschafferei); asemenea oficii îşi desfăşurau activitatea la Cugir, Sibişel, Teliucul-Superior, Govăjdie şi Runc. Oficiul de la Topliţa, avînd în vedere că avea în subordine şi furnalul, s-a numit ,,Oficiu furnalistic şi de forje" (FLOSSOFEN UND HAMMER VERWALTUNG) în timp ce oficiul de la Ghelar, care coordona activitatea în domeniul minier, s-a numit ,,oficiu minier" (BERGSCHAFFEREI).

În tabela 1 se redau atelierele subordonate oficiilor menţionate din împrejurimile Hunedoarei.

Tabela 1

Oficiul	Atelierele subordonate
Teliucul Superior	Atelierul Perintei (Hunedoara) Atelierul de lîngă Castel (Hunedoara) Atelierul Teliucul Inferior Atelierul Teliucul Superior
Topliţa	Furnalul de la Topliţa Atelierul Topliţa Atelierul Nou (Baia Nouă) Atelierul Fanci Atelierul Baia Cerna
Govăjdia	Atelierul Plosca Atelierul de coase Atelierul Limpert Atelierul Nădrab Atelierul Burceni Furnalul de la Govăjdie
Runc	Atelierul inferior din Runc Atelierul superior din Runc

Au fost descrise atelierele din tabela 1 cu excepţia celor două ateliere de la Hunedoara şi a furnalului de la Govăjdie [4].

Furnalul de la Topliţa îşi încetează complet activitatea la 15 ianuarie 1837, cînd un incendiu puternic distruge clădirea, cît şi construcţiile şi instalaţiile anexă.

Insuficienţa producţiei furnalului de la Topliţa, pentru alimentarea cu materie primă a atelierelor ce practicau afinarea fontei în vetre închise, a preocupat forurile administrative superioare încă de la începutul secolului al XIX-lea.

În consecinţă, Thesaurariatul din Sibiu (cu ordinul nr. 478 din 18.II.1802) dispune Administraţiei din Hunedoara să înceapă imediat un studiu pentru rezolvarea problemei sporirii producţiei de fontă prin construirea unui nou furnal. Se atrăgea atenţia că amplasarea va trebui astfel făcută, încît problema alimentării cu minereu de calitate, în cantităţi suficiente şi la un preţ convenabil, să fie rezolvată pentru mulţi ani înainte.

Din partea sa, Thesaurariatul recomanda să se ia în discuţie următoarele alternative :

— Bania de Coase, pe pîrîul Govăjdiei [4] — harta —, ţinînd seamă de apropierea localităţii de mina Ghelar — furnizoare de minereu de fier furnalului de la Topliţa şi tuturor atelierelor de extras şi prelucrat fier din împrejurimi.

— Runc, pe valea pîrîului Runc, unde se spera găsirea unor bogate zăcăminte de minereu de fier.

— Valea Rea a Dobrii, sub muntele Bătrîna (în apropiere de Runc) unde, de asemenea, s-au găsit zăcăminte de minereuri de fier ; se menţionează că ritmul prospecţiunilor în această regiune a fost accelerat, în bugetul pe anul 1808 al ,,oficiului" de la Runc figurînd explosiv în valoare de 7 $^1/_2$ forinţi pentru prospecţiuni în hotarul comunei Bătrîna.

— Cugir, în împrejurimile căruia s-au găsit minereuri de fier.

Pentru rezolvarea problemei, ,,Administraţia" din Hunedoara împuterniceşte pe şeful oficiului de forje de la Govăjdia, care împreună cu inspectorul atelierelor din Hunedoara, după un studiu temeinic şi de comun acord, urmau să facă propuneri pentru amplasarea noului furnal şi să întocmească devizele necesare începerii construcţiei.

Ca loc pentru amplasarea celui de-al doilea furnal, cei doi specialişti au recomandat două alternative : locul numit Limpertul vechi, la confluenţa văii Runcului cu valea Govăjdiei, în locul atelierului existent şi pe Valea Cernei — în apropiere de Topliţa, pe locul unde se găsea atelierul Baia Cerna — ulterior Baia Craiului (aproximativ pe locul unde rîul Cerna se varsă în barajul de la Cinciş).

Conform devizelor întocmite, costul construcţiei şi al instalaţiilor anexe ar fi revenit la 27 759 forinţi, în prima variantă, şi la 24 332, în cea de-a doua.

Administraţia de la Hunedoara a avizat favorabil prima variantă (Govăjdie), iar Thesaurariatul a aprobat-o, ţinînd seamă, în primul rînd, de faptul că Govăjdia era mult mai aproape de sursele de minereu de la Ghelar decît Topliţa, cît şi de posibilităţile de aprovizionare cu mangal ; împrejurimile păduroase ale Topliţei erau insuficiente, ca urmare a unei exploatări intense, în vederea aprovizionării cu mangal a furnalului de la Topliţa.

În anul 1805, Thesaurariatul a alocat suma de 33 721 forinţi pentru începerea construcţiei, care cuprindea, conform devizului : canalizări şi baraje de 2 300 forinţi ; căptuşirea furnalului de 1 935 forinţi şi construirea furnalului de 29 486 forinţi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Daicoviciu C., Pascu St. ş.a. *Din istoria Transilvaniei*. Vol. I, Bucureşti, Ed. Academiei R.P.R., 1960, p. 174—183.

[2] Pilly N. *Din trecutul producţiei de fontă în regiunea munţilor Poiana-Ruscă*. Metalurgia, 18, nr. 12, Bucureşti, 1966, p. 697—703.

[3] * * * Enciclopedia României, III, p. 841.

[4] Chindler N. şi Popa S. *Contribuţii la istoria metalurgiei feroase în împrejurimile Hunedoarei* [*II*]. Metalurgia, 21, nr. 9, Bucureşti, 1969, p. 480—483.

◆

Măsuri de prevenire a accidentelor de muncă la executarea lucrărilor suprapuse

ALEX. UDREA
Combinatul siderurgic — Reşiţa

CZ 614.8.01

Printre multiplele operaţii ce se execută de salariaţii din industrie se enumeră şi acelea care se efectuează la înălţime, în condiţii grele şi periculoase. La efectuarea acestor lucrări mai au loc un număr însemnat de accidente de muncă fie din cauza nerespectării măsurilor stabilite, fie din cauza stabilirii unor măsuri necorespunzătoare, fără cunoaşterea amănunţită a condiţiilor în care trebuie executate lucrările şi fără cunoaşterea metodelor de muncă care se folosesc la aceste lucrări.

Acest gen de lucrări se întîlnesc cel mai frecvent în sectoarele de edile-construcţii şi la lucrările de întreţinere din toate sectoarele de activitate. În activitatea salariaţilor din aceste locuri de muncă, o mare parte din lucrări se execută la înălţime de cele mai multe ori suprapuse, în condiţii şi situaţii diferite.

În vederea prevenirii accidentelor la acest gen de lucrări atît Normele republicane, cît şi Normele departamentale de protecţie a muncii prevăd măsuri generale, care trebuie concretizate şi adaptate specificului locului de muncă şi lucrărilor ce se execută. Obligaţia conform art. 6 din Legea nr. 5/1965, de a stabili instrucţiuni proprii de protecţie a muncii şi măsurile suplimentare necesare la condiţiile de lucru specifice locurilor de muncă, revine conducerilor organizaţiilor socialiste.

La întocmirea instrucţiunilor proprii de protecţie a muncii pentru executarea lucrărilor de înălţime şi suprapuse, trebuie să fie folosiţi conducătorii cu o vechime mai îndelungată, care au o experienţă bogată în executarea acestui gen de lucrări cu mare periculozitate, ţinînd seamă de toate neajunsurile apărute la lucrările similare executate anterior.

În prezent, în multe întreprinderi, secţii şi sectoare, aceste instrucţiuni cuprind, în general, prevederile normelor de protecţie a muncii din ramura respectivă de activitate la care, în rare cazuri, se adaugă completări cu concretizarea măsurilor de protecţie a muncii, adaptate la lucrările ce se execută. Această metodă atrage după sine o instruire incompletă a muncitorilor care participă la lucrare şi, implicit, la încălcarea unor reguli elementare care în cele din urmă duc la accidente umane şi tehnice. În asemenea cazuri dacă nu au loc accidente, faptul se datorează experienţei muncitorilor care participă la lucrare.

În unele cazuri deşi se întocmesc instrucţiuni de protecţie a muncii specifice lucrărilor care urmează să se execute, totuşi aceste instrucţiuni prevăd măsuri care nu pot fi respectate de către muncitori, datorită condiţiilor deosebite în care se execută lucrarea. Întocmirea acestor instrucţiuni dovedeşte superficialitate sau lipsă de experienţă a celor care le întocmesc. În situaţiile cînd se înregistrează unele accidente de muncă se caută o justificare în apariţia unor operaţii aşa-zise neprevăzute. În realitate nu există operaţie de lucru la care să nu se poată stabili măsuri concrete pentru prevenirea acestui gen de accidente; pentru a stabili aceste măsuri trebuie să fie cunoscute în întregime operaţiile care se execută la aceste lucrări.

În vederea prevenirii producerii unor accidente, la efectuarea lucrărilor la înălţime şi suprapuse, este absolut necesar să se ţină seamă de instruirea temeinică a tuturor muncitorilor care iau parte la lucrare şi organizarea corespunzătoare a locului de muncă. Fără să se ţină seamă de aceste măsuri elementare nu se pot asigura condiţiile necesare pentru prevenirea accidentelor în acest domeniu de activitate.

Pentru a face o instruire completă şi corespunzătoare a muncitorilor care execută lucrări la înălţime şi suprapuse, este necesar ca în primul rînd instrucţiunile de protecţie a muncii, specifice acestor lucrări, să fie întocmite cît mai complet deoarece există posibilitatea ca aceste instrucţiuni să conţină măsuri de protecţie a muncii pentru toate operaţiile de lucru ce se execută la înălţime şi suprapuse şi să fie eliminată afirmaţia de ,,neprevăzute''.

În acest scop trebuie să se folosească documentaţia tehnică de executare a lucrării şi actul de constatare în cazul lucrărilor de reparaţii, cu toate că numai din aceste documente nu se pot elimina cele ,,neprevăzute''. Pentru a elimina şi acest inconvenient trebuie să se completeze instrucţiunile cu toate măsurile de protecţie a muncii care au apărut cu ocazia executării operaţiilor neprevăzute în documentaţie. În stabilirea măsurilor trebuie să se ţină neapărat seamă ca prevederile din norme să nu fie contradictorii. Procedîndu-se astfel într-un interval de timp relativ scurt se pot elabora instrucţiuni de protecţia muncii specifice fiecărei operaţii care se execută la înălţime şi suprapuse. Pa baza unor asemenea instrucţiuni, aprobate de conducerea întreprinderii, personalul care participă la asemenea lucrări poate fi instruit temeinic.

Un rol important în prevenirea accidentelor de muncă,la executarea lucrărilor la înălţime şi suprapuse, îl are organizarea locului de muncă. La organizarea locului de muncă trebuie să se stabilească concret şi distinct măsurile de protecţie a muncii care trebuie respectate la locul unde se efectuează lucrarea şi separat, pentru zona din jurul acestui punct de lucru, cît şi spaţiul corespunzător de sub punctul de lucru.

Aceste măsuri trebuie să prevadă concret locul de depozitare a materialelor şi a pieselor, în ordinea introducerii lor în lucru, şi stabilirea dinainte a căilor de acces şi trecere atît pentru personalul care ia parte la lucrare, cît şi de la caz la caz, pentru personalul din alte sectoare care, datorită procesului tehnologic este nevoit să circule prin acele zone. Nu este corect modul cum se procedează în prezent cînd de multe ori se închid trecerile şi căile de acces în zonele de lucru, fără să se ţină seamă de realitate şi să se creeze o altă cale de acces pentru personal.

Nerezolvîndu-se acest aspect, personalul circulă prin zonele unde se lucrează la înălţime, expunîndu-se la pericolul de accidentare. O altă latură importantă în organizarea locului de muncă la înălţime este repartizarea judicioasă a personalului pe puncte concrete la lucrarea respectivă pe operaţii, ţinînd seamă de capacitatea profesională a aceluia care este repartizat să efectueze operaţia respectivă şi de verificarea însuşirii instrucţiunilor de lucru de către aceştia.

Pentru prevenirea producerii accidentelor la lucrările ce se execută la înălţime şi suprapuse pe lîngă cele prevăzute în normele departamentale de protecţia muncii, ca : dispozitive de protecţie, platforme, balustrade, podine, scări, echipament de protecţie etc., este absolut necesar să se aibă în vedere aspectele tratate în acest articol, deoarece fără să se ţină seamă de aceste laturi, care trebuie să facă parte integrantă din ansamblul de măsuri cerute de legislaţia în vigoare nu se poate afirma că au fost luate toate măsurile necesare pentru prevenirea accidentelor de muncă la lucrările ce se execută la înălţime şi suprapuse.

◆

RECENZIE

R. WLODAWER. DIRECTIONAL SOLIDIFICATION OF STEEL CASTINGS (Solidificarea direcţională a pieselor turnate din oţel). *Pergamon Press, 1966, 210 p., 465 fig., 49 tabele.*

Cerinţele de calitate ale pieselor turnate din oţel au crescut mult în ultimul timp devenind din ce în ce mai severe, ca urmare a luptei continue pentru îmbunătăţirea producţiei. Turnătoriile de oţel au de făcut faţă acestor cerinţe, satisfăcîndu-le în acelaşi timp în mod economic.

Punerea la punct, pe cale experimentală, prin încercări a tehnologiei de turnare a unei piese, nu poate veni în considerare la producţia individuală sau de serie mică din cauza costului prohibitiv. De aceea, în ultimele decenii s-au dezvoltat metode de analiză ştiinţifică aprofundată a fenomenelor fizice ce au loc la solidificare şi, pe baza înţelegerii acestor fenomene, s-au dezvoltat măsurile practice ce trebuie respectate pentru obţinerea unor piese turnate sănătoase în special sub aspectul retasurilor. Au apărut multe lucrări preţioase din acest punct de vedere, din păcate răspîndite în numeroase şi diverse publicaţii şi prezentînd o mare diversitate ca metodă de tratare a problemelor.

Lucrarea lui W. Wlodawer apare ca o sinteză a cunoştinţelor ce s-au acumulat pînă acum în acest domeniu, cunoştinţe pe care autorul le valorifică, tratîndu-le unitar, dezvoltîndu-le şi completîndu-le cu numeroase aplicaţii practice. Tratarea unitară se face pe baza noţiunii de modul de răcire definit ca raportul dintre volumul şi suprafaţa de răcire a piesei. Timpul de solidificare este proporţional cu pătratul modulului de răcire, lege stabilită pentru prima dată de Chvorinov.

Stabilirea modulului de răcire a unor corpuri simple (sferă, cub, prismă, placă etc.) se face cu multă uşurinţă pe bază de calcule simple sau chiar fără calcule ; în consecinţă şi stabilirea timpilor de solidificare este o operaţie simplă.

Piesele de configuraţie oricît de complicate pot fi descompuse în corpuri simple, ca cele de mai sus, şi deci solidificarea direcţională poate fi asigurată, asigurînd moduli de răcire, crescînd spre maselotă şi la trecerea de la piesă la maselotă.

Metoda studierii condiţiilor de solidificare pe baza modulului de răcire este o metodă relativ nouă şi formează axa centrală a lucrării lui W. Wlodawer. Această metodă permite să se calculeze maselotele cu mai multă siguranţă şi cu economie de oţel lichid. Metoda stă, de asemenea, la baza calculului răcitorilor interiori şi exteriori, la baza calculului învelişului exoterm, la baza calculului materialelor de formare cu efect de răcire, al materialelor izolante etc. Un spaţiu larg este acordat în lucrare descrierii defectelor de turnare, avînd criteriul de apreciere modulul de răcire.

Caracteristic pentru modul de prezentare a materialului este faptul că problemele fiecărui capitol ce privesc aplicaţiile practice sînt prezentate separat sub titlul ,,Important pentru practică'' şi pot fi perfect înţelese şi utilizate fără consultarea demonstraţiilor teoretice, prezentate separat. Părţile teoretice sînt destinate, în primul rînd, constructorilor şi studenţilor. Dacă practicianul nu le studiază, cartea rămîne totuşi perfect inteligibilă.

Lucrarea cuprinde 240 pagini, cu 450 figuri, diagrame şi fotografii, repartizate în 16 capitole, materialul de bază fiind cuprins în capitolul II pînă la XII.

În capitolul II se studiază influenţa formei şi a dimensiunilor asupra timpului de solidificare. Se calculează modulii de răcire pentru corpuri simple, sfere, cuburi, cilindri. Se arată pe bază de numeroase exemple practice cum poate fi aplicată metoda la piese de orice complexitate prin descompunere în corpuri simple.

În capitolul III se tratează asigurarea gradientului termic prin moduli de răcire crescînd spre maselotă. O secţiune poate alimenta o alta dacă modulul ei de răcire este sporit cu 1,1. Modulul de răcire al maselotei în raport cu al piesei (al secţiunii alimentate) trebuie sporit cu 1,2. Se analizează influenţa gradientului termic asupra eficacităţii alimentării şi a factorilor care influenţează viteza de alimentare.

În capitolul IV se tratează problema conectorului între maselotă şi piesă (gîtul maselotei) din punctul de vedere al modulului de răcire ce trebuie asigurat şi se stabileşte relaţia $M_{\text{piesa}} : M_{\text{gît}} : M_{\text{maş}} = 1 : 1{,}1 : 1{,}2$, ilustrîndu-se, prin numeroase exemple, execuţia corectă şi defectele ce apar la nerespectarea acestei reguli.

În capitolul V se analizează maselotele normale, la care nu este folosit material exoterm sub formă de cămăşi sau pudră de acoperire. Se discută modul de acţiune a maselotelor deschise şi închise. Se dezvoltă apoi calculul volumului retasurii în maselotele de formă optimă pentru stabilirea volumului maxim al pieselor ce pot fi alimentate cu o maselotă de volum dat. Rezultatele sînt transpuse apoi în tabele pentru maselote de formă cilindrică, ovală, maselote închise cu miez de penetrare, maselote sferice şi emisferice. Urmează numeroase exemple practice de aplicare, la calculul maselotelor normale, avînd la bază metoda modulului de răcire.

În capitolul VI se analizează sporirea gradientului termic prin îngroşarea pereţilor după metoda cercurilor înscrise, ilustrîndu-se larg, cu exemple foarte instructive, aplicarea corectă a acestei metode. Se dau diagrame pentru stabilirea conicităţii necesare, în funcţie de grosimea de perete şi înălţime. Se tratează folosirea metodei cercurilor înscrise pentru extinderea zonei de influenţă a maselotei, pentru alimentarea barelor şi a pieselor tubulare.

În capitolul VII se tratează aspectele teoretice şi practice ale miezurilor pentru maselotele strangulate şi problema sporirii gradientului termic, prin folosirea unor miezuri exterioare, încălzite în mod similar cu încălzirea miezurilor de strangulare, metodă încă puţin cunoscută şi aplicată. Se prezintă modul de calcul al unor astfel de miezuri şi se dau exemple de aplicare practică. Se analizează teoretic acumularea de căldură la punctele de joncţiune ale pereţilor şi efectele negative ale acestor acumulări (efecte de colţ).

În capitolul VIII se analizează problema răcitorilor exteriori şi creerea efectului de capăt prin astfel de răcitori. Se analizează măsurile pentru evitarea crăpăturilor la folosirea răcitorilor la răcirea punctelor de joncţiune între pereţi (microsufluri şi porozităţi). Se dau principiile de calcul al răcitorilor, grosimea şi suprafaţa necesară acestora. Se dau exemple practice de răcire a unor secţiuni groase cu răcitori exteriori.

În capitolul IX se analizează problema nervurilor de răcire şi efectul lor de sporire a gradientului termic.

În capitolul X se tratează sporirea gradientului termic prin folosirea locală a materialelor de formare cu conductibilitate termică ridicată şi creerea unor efecte de capăt, respectiv sporirea zonei de influenţă a maselotei cu ajutorul unor astfel de materiale. Se prezintă calcule cu privire la efectul lor de răcire şi aplicaţii practice.

În capitolul XI se tratează folosirea răcitorilor interiori pentru sporirea gradientului termic. Se prezintă bilanţul termic pentru sudura acestor răcitori.

Se prezintă dimensionarea răcitorilor interiori, în funcţie de temperatură, şi efectul de răcire dorit. Se dau numeroase exemple de aplicare practică a răcitorilor interiori.

În capitolul XII se tratează problema maselotelor cu înveliş exoterm. Baza metodei de calcul este şi aici modulul de răcire. Se prezintă principiile de calcul al maselotelor, al grosimii cămăşilor şi al raportului optim între diametru şi înălţime. Capitolul aduce un foarte bogat material informativ teoretic şi practic, cuprinzînd 80 de pagini şi 120 de figuri şi diagrame, adică circa o treime din volumul lucrării este destinat maselotelor cu înveliş exoterm şi materialelor de acoperire exoterme.

După cum reiese din prezentarea lucrării, fiecare problemă de bază a solidificării direcţionale a primit o tratare temeinică, teoretică şi practică, într-un capitol separat. O astfel de lucrare este de o mare utilitate pentru serviciile de pregătire a fabricaţiei şi nu ar trebui să lipsească de pe masa nici unui inginer preocupat de proiectarea tehnologiei de turnare a pieselor de oţel sau alte metale cu contracţie mare la solidificare. Cartea este scrisă într-un limbaj clar, uşor de înţeles, însă ,,nu este o lectură de duminică'', ci pentru studiul ei este necesar a se aloca un timp corespunzător, care ulterior îşi va aduce roadele sale, prin reducerea masivă a cauzelor de rebut.

Prof. *D. BRISCAN*

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

MINISTERUL ÎNVĂŢĂMÎNTULUI
INSTITUTUL POLITEHNIC — TIMIŞOARA

PROSPECT

pentru cursuri de perfecţionare în domeniul sudurii. Ediţia 1970—71

Cursurile de perfecţionare în domeniul sudurii cu durata de 3—4 zile au ca scop să ofere inginerilor şi tehnicienilor care lucrează în specialitatea sudură posibilitatea actualizării şi completării cunoştinţelor tehnico-ştiinţifice, accentul punîndu-se asupra laturii aplicative. Ele nu urmăresc respectarea cunoştinţelor căpătate în învăţămîntul tehnic mediu şi superior, ci îmbogăţirea acestora cu noile realizări ale cercetării ştiinţifice şi tehnice de sudare.

Această activitate este organizată de Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini şi Ministerul Învăţămîntului (Institutul politehnic — Timişoara).

PROGRAM

1. Tendinţe noi în construcţia surselor şi utilajelor pentru sudarea electrică

Resp. prof. dr. *Vl. Popovici*

a) Surse pentru sudare manuală.
b) Utilaje de sudare sub flux şi în mediu de gaze protectoare.
c) Maşini de sudare prin presiune.
d) Caracteristicile dinamice ale surselor de sudare în curent continuu.
e) Caracteristicile dinamice ale surselor de sudare în curent alternativ.

2. Folosirea raţională a electrozilor, sîrmelor şi fluxurilor de sudare

Resp, ing. *I. Valea*, ing. *H. Vişoiu*

a) Electrozi fabricaţi la U.S.P.S.—Buzău.
b) Electrozi, sîrme şi fluxuri fabricate la Industria sîrmei — Cîmpia Turzii.
c) Factorii care influenţează calitatea electrozilor.
d) Alegerea raţională a electrozilor la diferitele lucrări de construcţii, ansambluri sudate şi reparaţii la oţelurile carbon, slab aliate şi aliate.
e) Echivalenţa electrozilor de fabricaţie românească cu electrozi importaţi.
f) Clasificarea electrozilor după noile recomandaţii IIS-IIW.
g) Probe de laborator şi demonstraţii.

3. Alegerea oţelurilor pentru construcţii metalice sudate

Resp. conf. dr. ing. *V. Micloşi*, ing. *A. Constantinescu*

a) Sudabilitatea oţelurilor.
b) Metode de încercare a sudabilităţii.
c) Alegerea oţelurilor pentru construcţii sudate şi măsuri constructive pentru evitarea fisurilor şi ruperii fragile.
d) Măsuri tehnologice pentru evitarea fisurării şi ruperii fragile.
e) Recomandări şi date tehnice pentru utilizarea oţelurilor indigene destinate construcţiilor sudate.
f) Probe şi demonstraţii de laborator.

4. Sudarea în mediu de gaze protectoare

Resp. prof. ing. *Gh. Ionescu*, S. L. ing. *St. Negoiţescu*

a) Utilaje pentru sudarea în mediu de gaze protectoare.
b) Probleme tehnologice la sudarea oţelurilor în CO_2.
c) Probleme tehnologice la sudarea oţelurilor, metalelor şi aliajelor neferoase în argon.
d) Sudarea în amestecuri de gaze ($CO_2 + O$, $CO_2 + Ar$, $CO_2 + O + Ar$, $Ar + He$, $Ar + He + O$, $Ar + H$, $Ar + N$).
e) Realizări şi aplicaţii ale sudării în mediu de gaze protectoare în ţara noastră.
f) Probe de laborator şi demonstraţii.

5. Sudarea oţelurilor aliate

Resp. conf. ing. *D. Both*, S. L. ing. *D. Radu*

A) Noţiuni generale privind stadiul actual al sudării oţelurilor aliate.
a) Tehnologii recomandate la sudarea oţelurilor aliate.
b) Procedee moderne de sudare a oţelurilor aliate.
B) Exemple de tehnologii de sudare a oţelurilor aliate.
c) Tehnologia de sudare a oţelurilor austenitice de tipul Cr-Ni (18/8 etc.).
d) Tehnologia de sudare a oţelurilor feritice cu Cr, Mo, Va termorezistente.
e) Tehnologia de sudare a oţelurilor cu nichel (ex. 9 % Ni).
f) Tehnologia de sudare a oţelurilor inoxidabile placate.
g) Probe de laborator şi demonstraţii.

6. Gaze în cusături sudate

Resp. dr. ing. *C. Milion*, dr. ing. *A. Milion*

a) Disocierea gazelor simple (H, O, N şi Fl) în spaţiul arcului electric.
b) Disocierea apei şi a compuşilor din învelişuri şi fluxuri în spaţiul arcului electric. Sursele de hidrogen în procesul de sudare prin topire.
c) Acţiunea azotului şi hidrogenului asupra proprietăţilor mecanice ale îmbinărilor sudate.
d) Procedee de laborator pentru determinarea conţinutului de gaze în metalul cusăturii sudate.
e) Căile pentru micşorarea influenţei hidrogenului asupra proceselor de sudare şi a proprietăţilor îmbinărilor sudate.

7. Sudarea oţelurilor de construcţie slab aliate de granulaţie fină

Resp. ing. *M. Breazu*, S. L. ing. *D. Radu*

a) Tipuri de oţel slab aliate de granulaţie fină, indigene şi străine. Probleme de elaborare şi sudabilitate.
b) Procedee de sudare recomandate.
c) Alegerea materialelor de adaos şi stabilirea tehnologiei de sudare.
d) Exemple de construcţii sudate executate în ţară şi străinătate.
e) Controlul îmbinărilor sudate şi interpretarea rezultatelor.
f) Probe de laborator şi demonstraţii.

8. Tensiuni şi deformaţii datorită sudării şi măsuri pentru combaterea lor

Resp. S. L. ing. *C. Sarlău*, ing. *C. Rădulescu*

A. Bazele teoretice ale deformaţiilor şi tensiunilor în construcţii sudate.
a) Tensiuni remanente datorită sudării.
b) Deformaţii remanente datorită sudării.
c) Determinarea prin calcul a deformaţiilor locale şi totale; calculul preciziei îmbinărilor sudate.
d) Determinarea prin calcul a mărimii tensiunilor remanente datorită sudării.
e) Tratamente termice la construcţii sudate.

B. Din experienţa întreprinderilor şi şantierelor pentru combaterea tensiunilor şi deformaţiilor datorită sudării la:
- Construcţii sudate de recipienţi şi vase sub presiune.
- Construcţii navale.
- Construcţii metalice portante.
- Construcţii din oţeluri aliate şi placate.

9. Proiectarea constructiv—tehnologică a îmbinărilor şi ansamblurilor sudate

Resp. conf. ing. *Al. Ivancenco*, S. L. ing. *C. Sarlău*

a) Alegerea formelor raţionale ale îmbinărilor sudate.

b) Principii generale pentru ansambluri şi construcţii sudate.

c) Măsuri constructiv-tehnologice pentru combaterea tensiunilor şi deformaţiilor datorită sudării.

d) Alegerea raţională a procedeului de sudare şi a electrozilor sîrmelor şi fluxurilor pentru sudarea oţelurilor carbon, slab aliate şi aliate.

e) Folosirea profilelor uşoare în construcţii şi ansambluri sudate.

f) Clasificarea sudurilor după clase de calitate şi alegerea clasei de calitate pentru proiectele de execuţie a ansamblurilor şi construcţiilor sudate.

g) Rezistenţe admisibile pentru suduri, norme şi prescripţii, STAS-uri şi standarde străine mai importante.

10. Procedee noi de sudare şi tăiere

Resp. prof. dr. ing. *Vl. Popovici*

a) Sudarea şi tăierea cu plasmă.

b) Sudarea cu energie acumulată în cîmp electrostatic.

c) Sudarea cu fascicul de electroni în vid.

d) Sudarea prin difuzie în vid.

e) Sudarea prin ultrasunete.

f) Sudarea prin frecare.

g) Sudarea la rece.

h) Probe de laborator şi demonstraţii.

11. Standarde şi reglementări în domeniul sudurii

Resp. dr. ing. *Marin Năstase*

a) Problema standardelor în domeniul sudării.

b) Problema normativelor în domeniul sudării.

c) Reglementări privind sudarea instalaţiilor energetice.

d) Reglementări privind sudarea podurilor de şosea şi cale ferată.

e) Reglementări privind sudarea navelor.

f) Reglementări privind sudarea în condiţii de temperatură scăzute (şantier).

12. Organizarea sectoarelor şi locurilor de sudare în întreprinderi

Resp. prof. dr. ing. *Vl. Popovici*, prof. dr. *I.Haiduc*

a) Tendinţe noi în construcţia fabricilor, secţiilor şi atelierelor de construcţii şi ansambluri sudate.

b) Dotarea tehnico-materială a fabricilor, secţiilor şi atelierelor de construcţii şi ansambluri sudate.

c) Organizarea fabricilor, secţiilor şi atelierelor de construcţii şi ansambluri sudate.

d) Organizarea locurilor de muncă a sudorilor.

e) Îmbunătăţirea mediului ambiant (microclimat) al sudorului.

f) Interdependenţa dintre activitatea proiectantului tehnolog, a organizatorului şi a economistului.

Data şi locul de desfăşurare a cursurilor pe teme:

1.	Timişoara	septembrie 1970
2.	Buzău	octombrie 1970
3.	Bucureşti	noiembrie 1970
4.	Făgăraş	martie 1971
5.	Bucureşti	decembrie 1970
6.	Bucureşti	aprilie 1971
7.	Sibiu	mai 1971
8.	Timişoara	iunie 1971
9.	Bucureşti	septembrie 1971
10.	Timişoara	octombrie 1971
11.	Bucureşti	noiembrie 1971
12.	Timişoara	decembrie 1971

Obs. Comisia de organizare îşi rezervă dreptul de a schimba data şi locul de desfăşurare a cursurilor în funcţie de situaţii neprevăzute. Orice modificare va fi comunicată în timp util cursanţilor.

Organizarea participării

Înscrierile la cursuri se vor face de către întreprinderi indicîndu-se numele participanţilor şi ciclurile la care aceştia urmează să fie înscrişi.

Înscrierile se înregistrează în ordinea cronologică a primiri acestora la sediul CNIT—Calea Victoriei nr. 118; numărul de locuri este limitat la 30 de persoane pentru fiecare ciclu. În cazul cînd vor fi cereri ce depăşesc numărul de 30 persoane, eventual ciclurile respective se vor putea repeta.

Data exactă a fiecărui ciclu va fi comunicată în timp întreprinderilor.

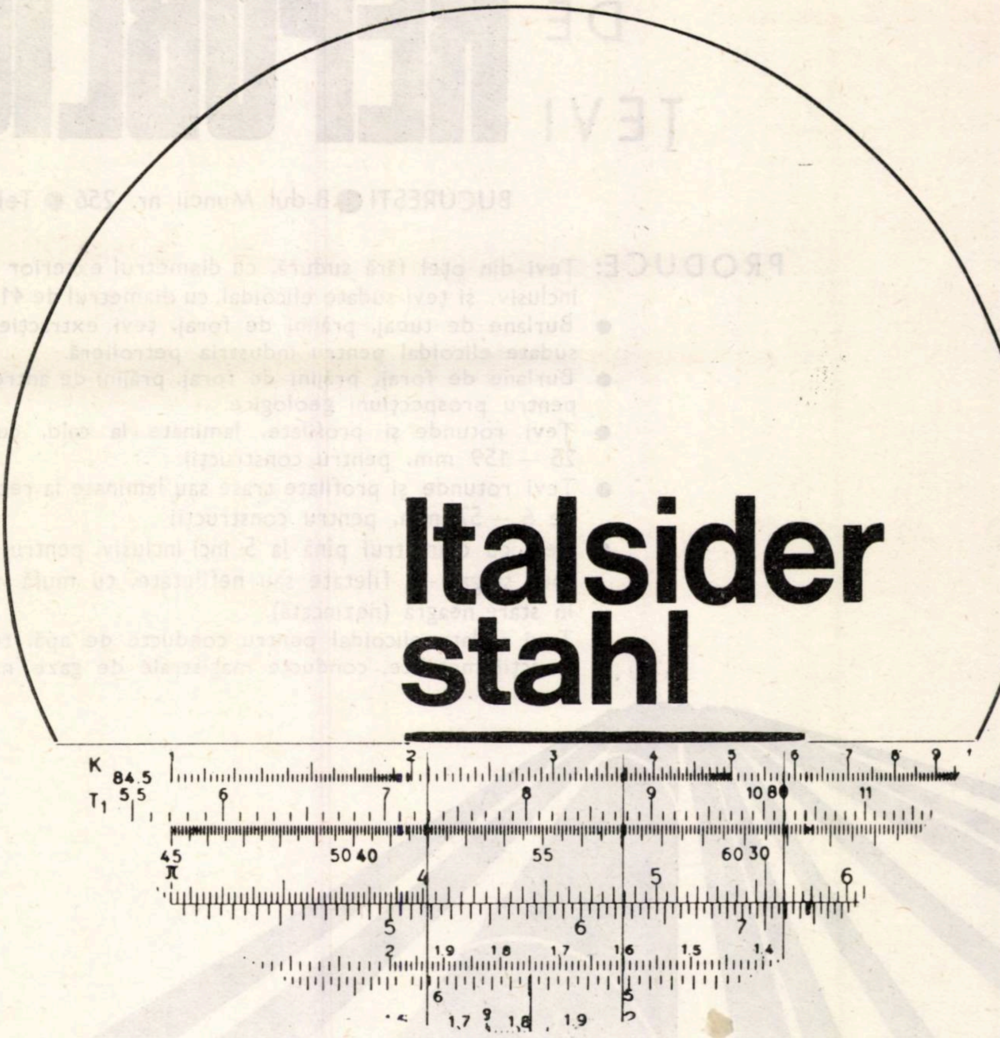
Cursanţii vor primi, la terminarea fiecărui ciclu, textul scris al expunerilor şi lucrărilor în contul taxei de participare, iar întreprinderile care vor dori să-şi procure aceste texte într-un număr mai mare de exemplare le vor comanda din timp la CNIT.

Pentru acoperirea cheltuielilor de tipărire a lucrărilor şi deplasarea lectorilor, întreprinderile vor achita o taxă de participare de 150 lei de participant şi ciclu, care va fi virată în contul Uniunii Generale a Sindicatelor — Str. Ştefan Gheorghiu nr. 14, cont nr. 49. 6. 001 SMB—SDBS 5000/B. N. R.S.R.

Toate cheltuielile de deplasare, cazare şi diurnă vor fi suportate de instituţiile sau întreprinderile cărora le aparţin cursanţii.

* * *

Italsider stahl



Fortschrittsmass

SIDEREXPORT

Exporteisenhüttenorganisation
von FINSIDERGRUPPE

via XII ottobre 2 — 16121 GENOVA
telephon 5494 — telex 27202 Siderexp

Finsidergruppe

PUBLICOM

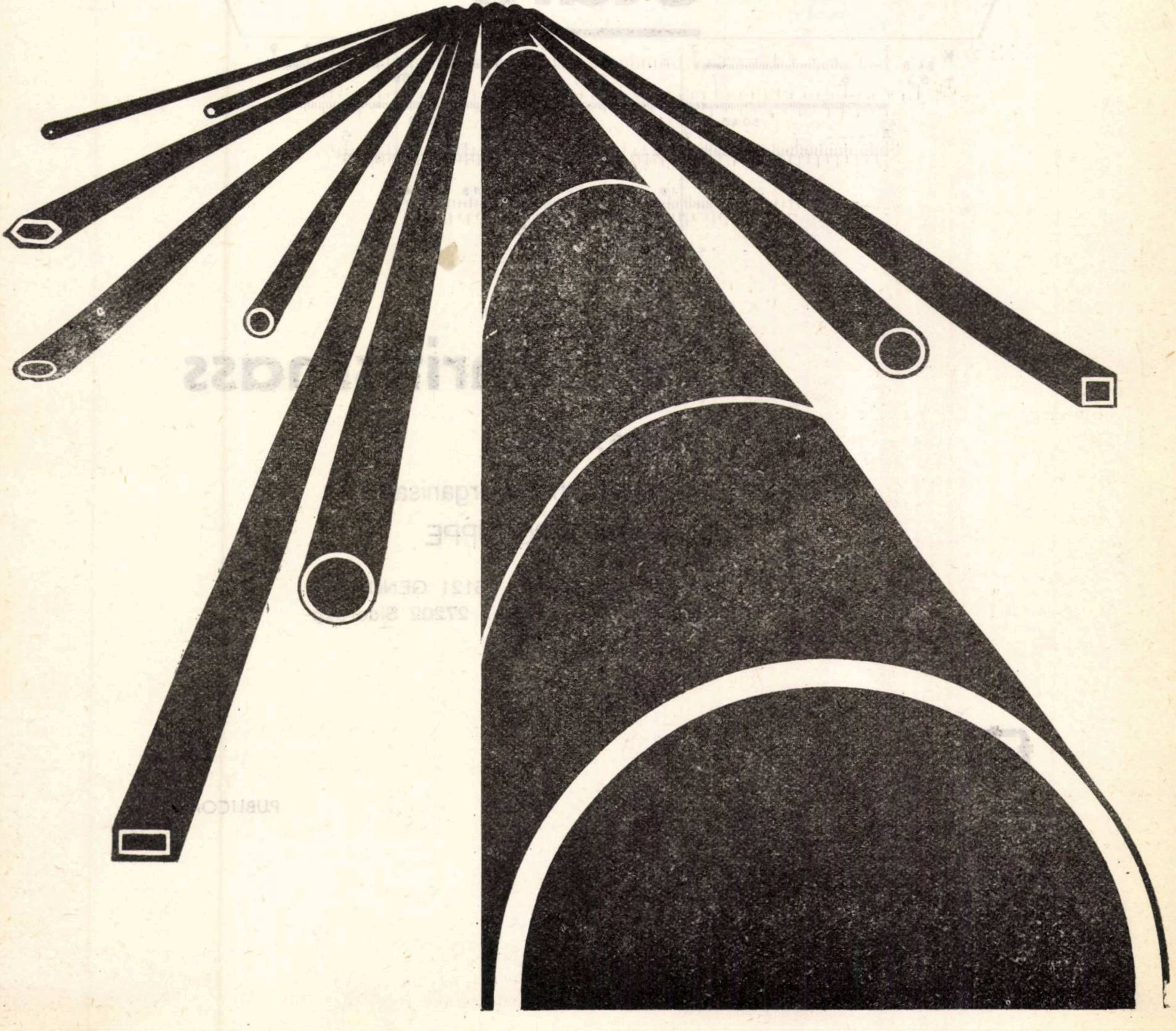
UZINA
DE
ŢEVI

REPUBLICA

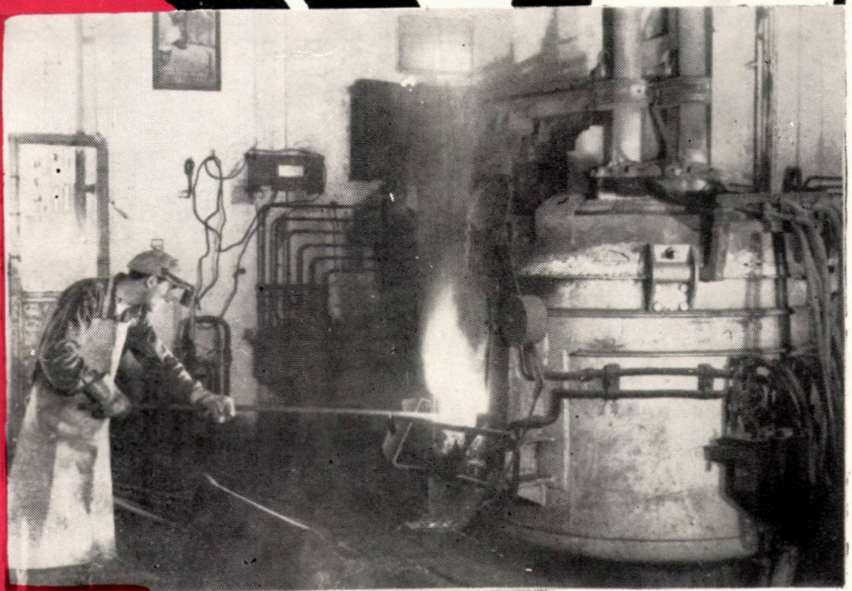
BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE: Ţevi din oţel fără sudură, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv, şi ţevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419 — 1 020 mm.

- Burlane de tubaj, prăjini de foraj, ţevi extracţie, conducte, ţevi sudate elicoidal pentru industria petrolieră.
- Burlane de foraj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere pentru prospecţiuni geologice.
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 25 — 159 mm, pentru construcţii.
- Ţevi rotunde şi profilate trase sau laminate la rece, cu diametrul de 6 — 57 mm, pentru construcţii.
- Ţevi cu diametrul pînă la 5 inci inclusiv, pentru instalaţii — apă, abur şi gaz —, filetate sau nefiletate, cu mufă sau fără mufă, în stare neagră (nezincată).
- Ţevi sudate elicoidal pentru conducte de apă, termoficări, construcţii metalice, conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei.



INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

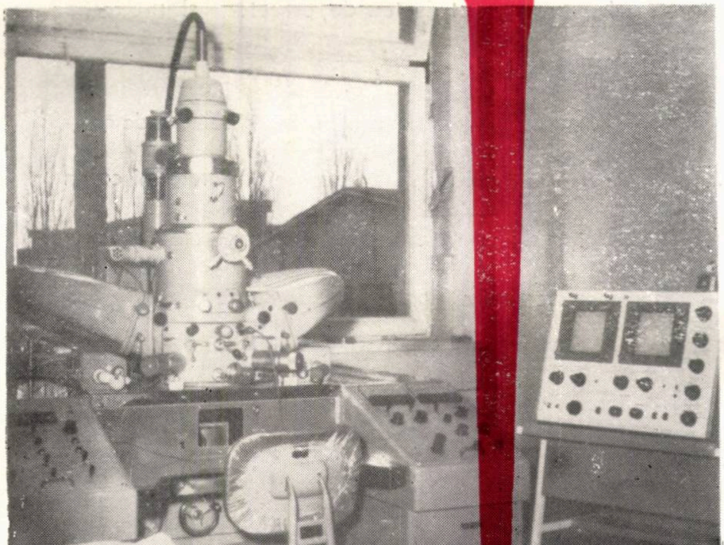


dotat cu utilaj şi aparatură modernă

Execută cercetări ştiinţifice pe bază de contract în domeniile: fonte, oţeluri (elaborare, turnare, deformare plastică şi tratament termic), utilizarea raţională a oţelurilor, aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, semicocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică, cercetări matematice şi economice în metalurgie etc.

Efectuează cercetări tehnologice pe bază de contract:

— lucrări de metalografie optică şi electronică;
— cercetări cu ajutorul microsondei electronice;
— lucrări de tratament termic în cuptoare electrice şi băi de săruri;
— forjări şi laminări de diferite produse;
— încercări fizico-mecanice;
— analize chimice;
— diverse expertize şi analize de gaze din metale (oxigen, hidrogen şi azot).



Livrează diverse produse rezultate în staţiile pilot: oţeluri, aliaje neferoase, pulberi metalice etc.

ICEM

BUCUREŞTI — Str. Mehadiei nr. 39 — Sect. 7 — tel. 177478 — Telex. 011.369

CARL ZEISS
JENA

Probleme în metalurgie?

Sistemul nostru de aparate „Metalurgia" garantează soluționarea exactă și rațională a problemelor de structură și analiză ivite în procesele metalurgice.

Componentele sistemului nostru de aparate oferă, pe baza posibilităților de completare și interschimbabilitate, o adaptare optimă la problemele speciale de analiză a materiei prime, a controlului proceselor de producție și a controlului calității, impuse de activitatea de cercetare și producție în metalurgie.

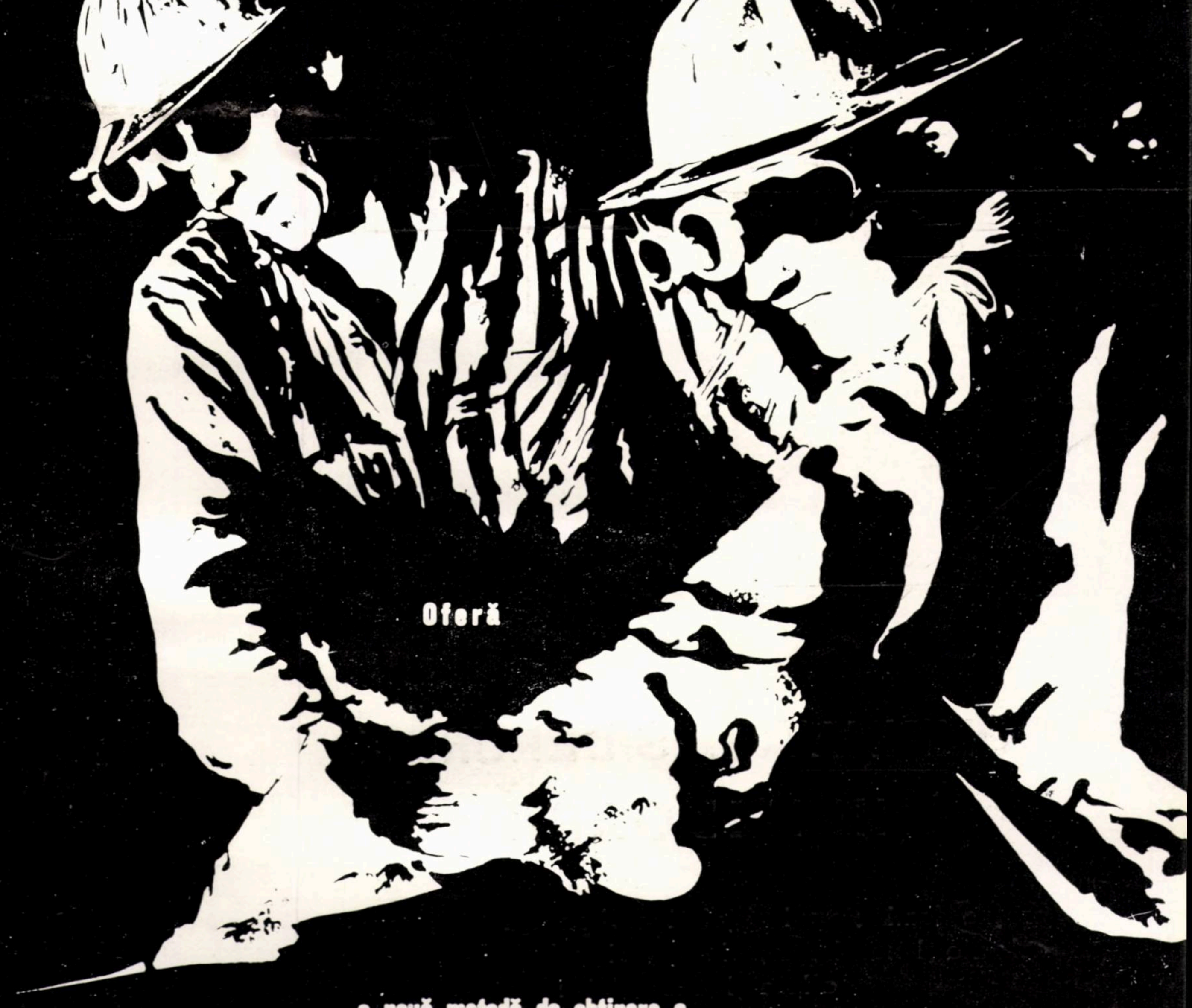
În afară de aceasta combinarea sistemului de aparate cu instalații de prelucrare a datelor și cu un sistem de comunicații creează premisele pentru o conducere modernă a întreprinderii.

VEB Carl Zeiss JENA
Republica Democrată Germană

Publicom

POLSERVICE

INTREPRINDERE DE COMERŢ EXTERIOR



Oferă

o nouă metodă de obţinere a

FONTEI DE TURNĂTORIE S-25

Această metodă se aplică în Polonia pe scară industrială. Ea asigură obţinerea unei fonte de turnătorie, avînd caracteristicile mecanice ale fontei FGG/A/No. 4 (GG-25 DIN 1961), direct din fonta de primă fuziune.

AVANTAJE TEHNICE:

Fontă	tip S-25
Rt/RM	25 kg/mm²
R_c	90 kg/mm²
E	11 kg/mm²
HB peste	170

Fontă de turnătorie FGG/A/4		
Rt/Rm	25	kg/mm²
R_c	90	kg/mm²
E	11,8	kg/mm²
HB	199-235	

METODA OFERITĂ:

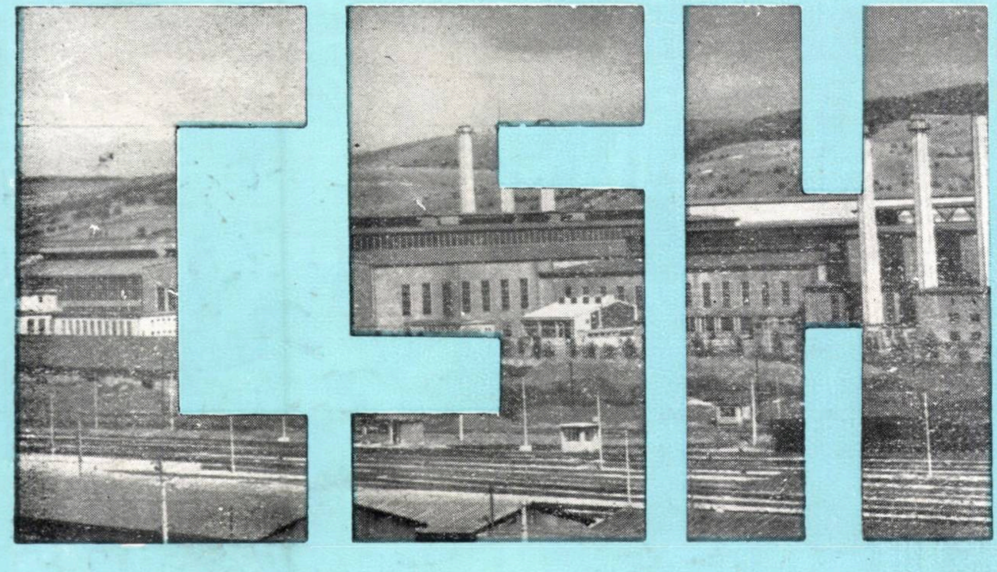
● este simplă ● nu reclamă cheltuieli de investiţie ● este cu circa 25% mai ieftină decît costul fontei de turnătorie marca FGG/A/No. 4 obţinută prin aplicarea metodelor cunoscute

Oferim, de asemenea, numeroase alte invenţii în domeniul mecanicii, metalurgiei şi în alte domenii

Vă invităm să vizitaţi standul nostru la pavilionul polonez de la Tîrgul Internaţional din Bucureşti (13—25 octombrie 1970)

POL SERVICE

POLSERVICE
Warszawa—Poznanska 15
Poland
Telefon: 28-72-18
Telegraf: Polservice—Warszawa
Telex: 813 539 upol pl

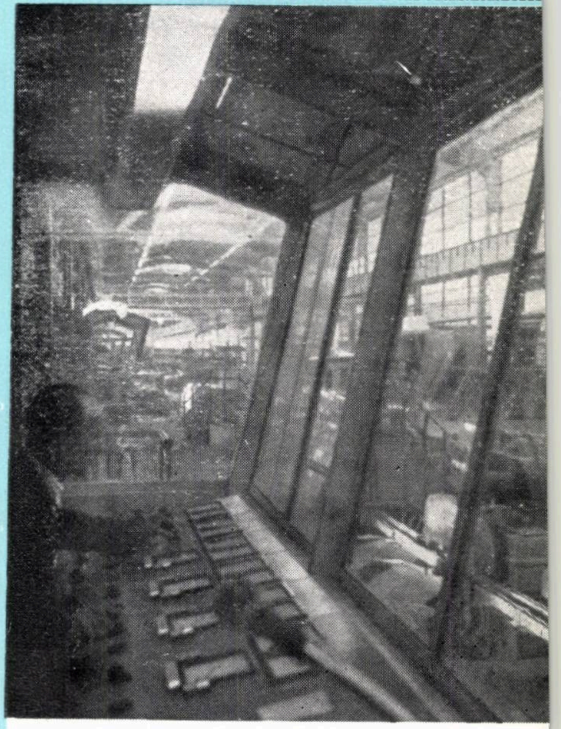


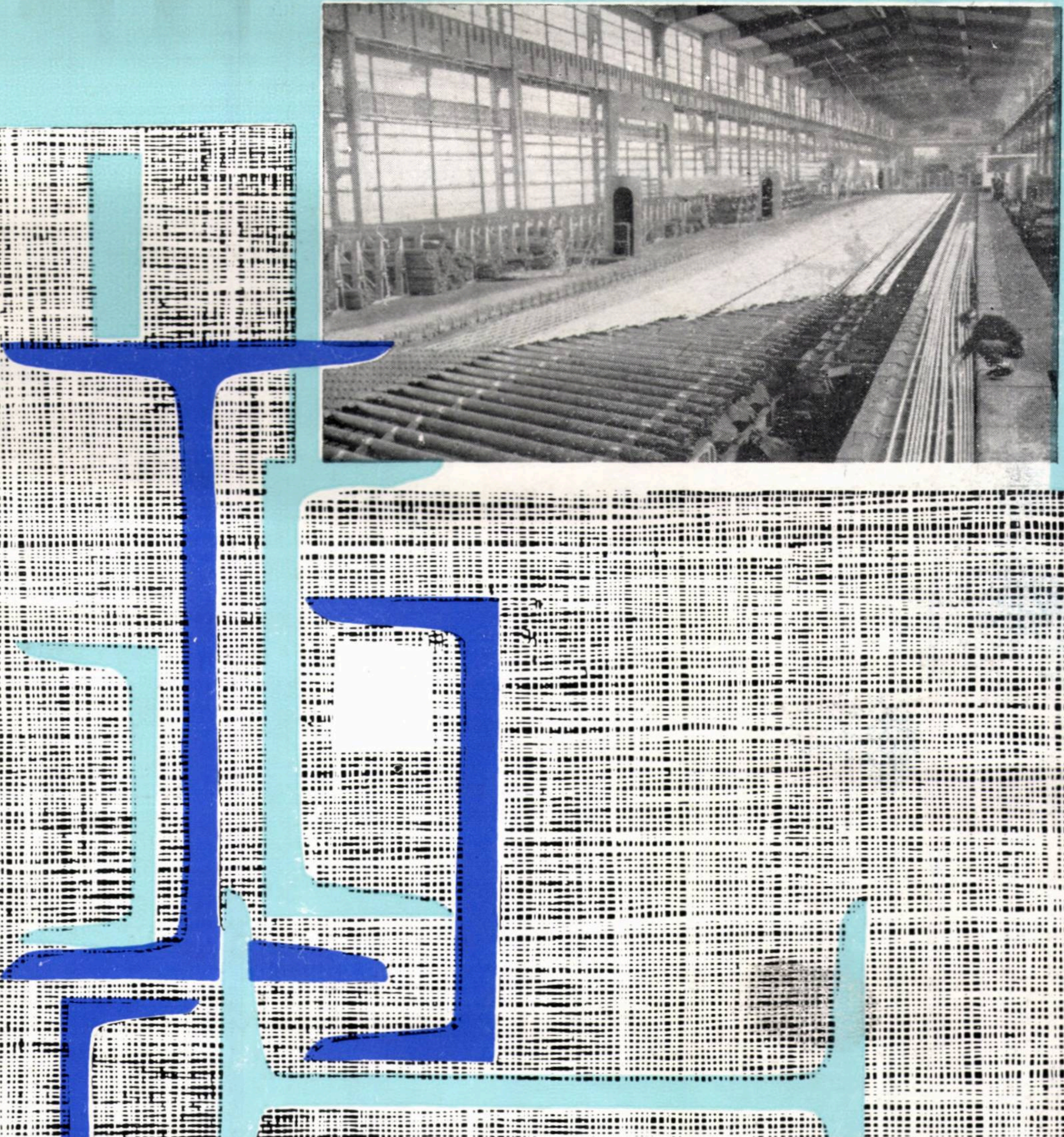
COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate:

- — rotunde cu diametrul de 10—180 mm
- — cornier de 20 x 20 —150 x 150 mm

  I 18 — I 24
  U 6,5 — U 24
- — late de 20 x 5— 200 x 20 mm
- — benzi laminate la cald de 200 x 2 — 500 x 5 mm
- — ţagle, blumuri pentru forje, de 70 x 70 — 400 × 400 mm
- — oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- — profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.





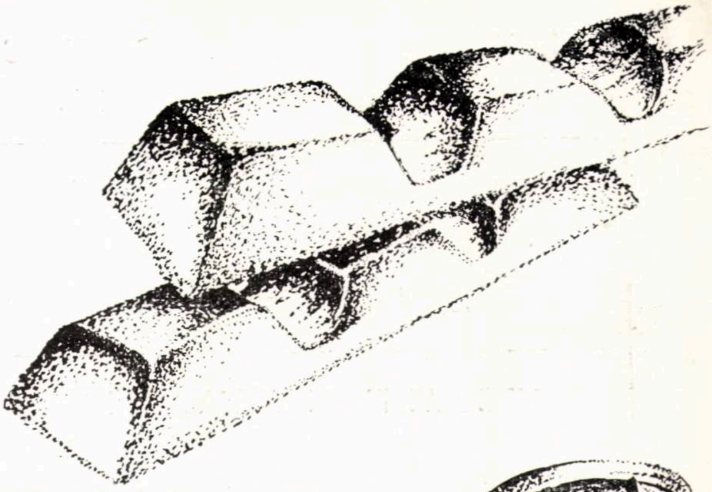
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telex: 032411; Telef. 1075 — 1077 — 1450 — 2533 — 2934

ICM

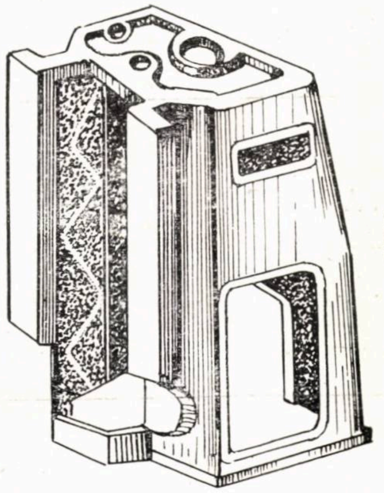
MUNCITORI ŞI TEHNICIENI

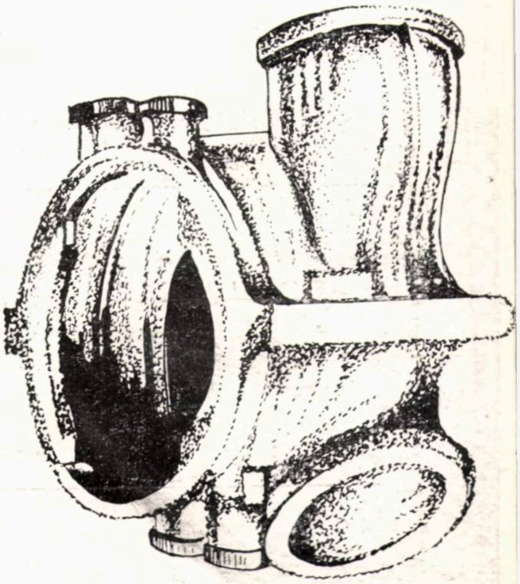
Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a stringerii deşeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiţi la realizarea unor oţeluri de calitate superioară.
Predaţi metalele vechi şi deşeurile metalice la depozitele întreprinderii pentru colectarea metalelor.

Uzina
„Victoria"
Călan

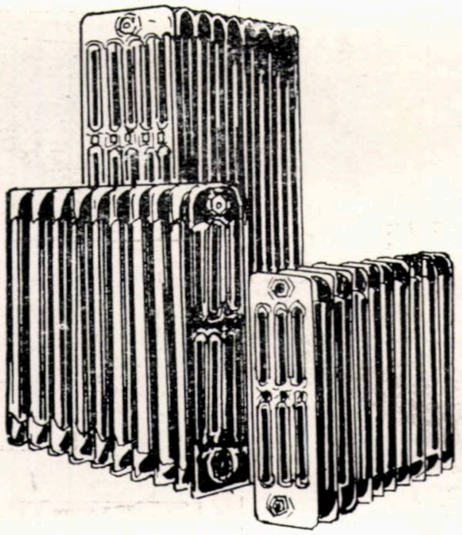


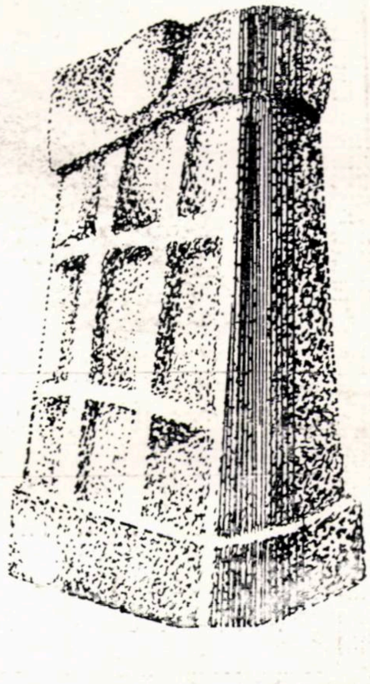
Produce şi livrează

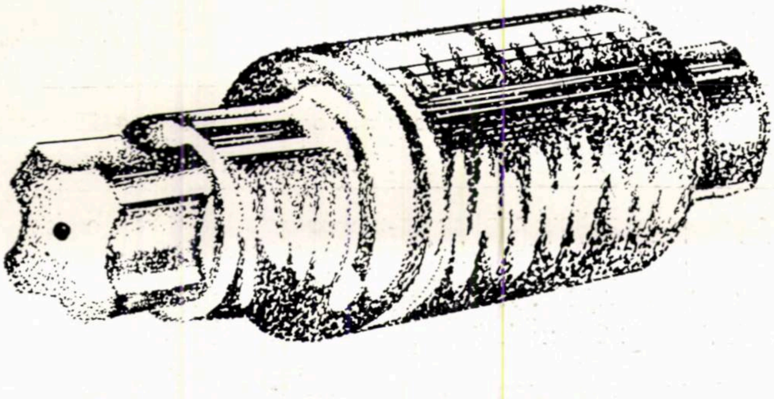




- Fontă cenuşie STAS 882—65
- Piese de schimb pentru siderurgie
- Piese pentru maşini-unelte
- Radiatoare din fontă
- Cilindri din fontă pentru laminoare
- Lingotiere
- Maselotiere
- Pîlnii de turnare
- Poduri de turnare
- Semicocs
- Cocs fluidizare
- Cocs brichete din cocs petrol





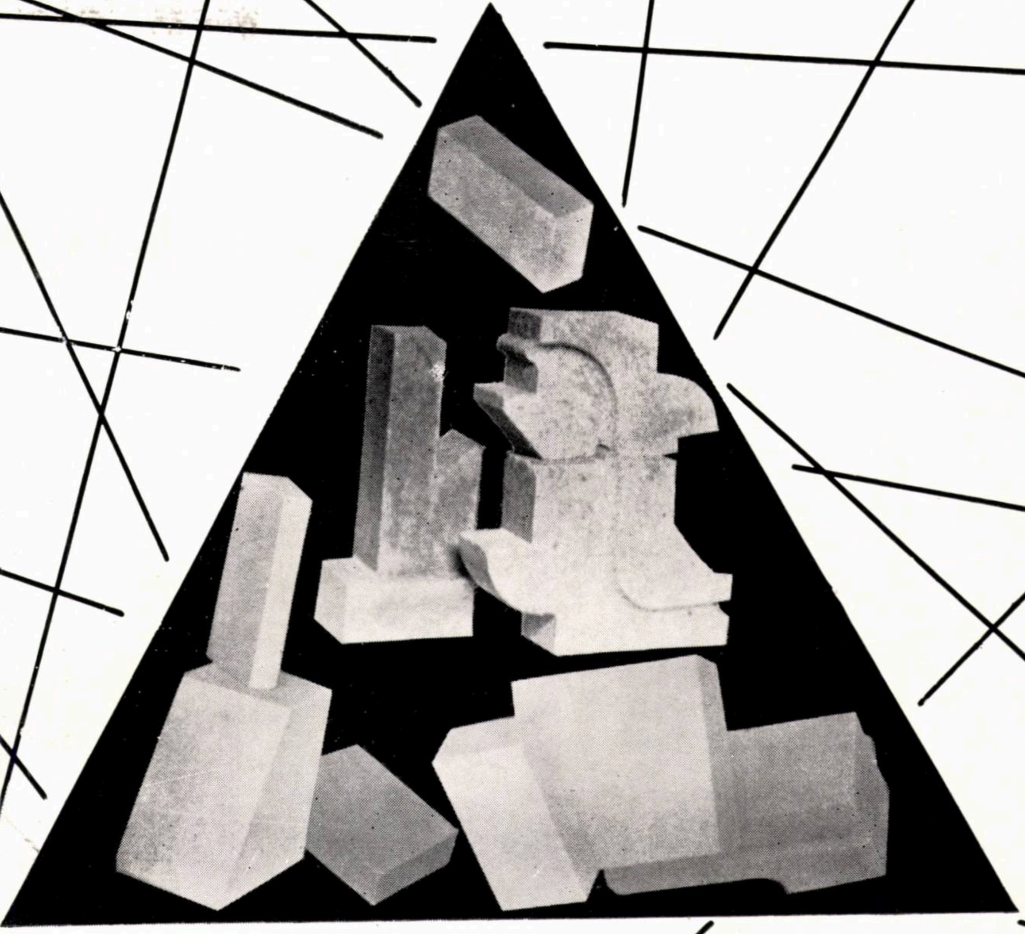


CENTRUL DE DOCUMENTARE ȘI PUBLICAȚII TEHNICE AL INDUSTRIEI METALURGICE

pune la îndemîna celor interesați lucrări de informare și documentare în metalurgie

DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru cadrele de conducere		Buletinul tratează noutăți tehnice și de organizare, conducere, planificare și eficiență economică în industria metalurgică, semnalînd totodată noutăți din literatura străină de specialitate în probleme de importanță deosebită pentru cadrele de conducere
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru industria siderurgică (cocserie, furnale, oțelărie, laminoare, metalurgie fizică, tratamente termice, control tehnic, laboratoare) și pentru industria materialelor refractare, abrazive, cărbunoase		Buletinul conține sinteze documentare, rezumate ample ale celor mai interesante articole și știri, selecționate din literatura tehnică de specialitate, privind probleme tehnico-științifice și de dezvoltare, tehnologii, produse noi, utilaje, prezentări ale rapoartelor tehnice de deplasări în străinătate, ale materialelor obținute de la diferite congrese, conferințe și simpozioane internaționale de specialitate
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru tehnicieni și maiștri		Buletinul pune la îndemîna tehnicienilor și maiștrilor, precum și a muncitorilor de înaltă calificare, traduceri de articole din reviste de specialitate și cărți tehnice, privind probleme de tehnologie, exploatare și întreținere a utilajelor, organizarea locului de muncă, diferite date folositoare în producție, mecanizări. Buletinul apare în 6 serii de specialitate (cocsari, furnaliști, oțelari, laminatori, refractariști, abraziviști)
INFORMARE PE TEME (la cererea uzinelor)	Semnalări bibliografice	Pe baza temelor date de beneficiar se semnalează periodic (la 2—4 săptămîni) toate articolele de reviste, cărțile tehnice, standardele, brevetele de invenție, cataloagele și prospectele tehnice și alte materiale documentare tratînd temele respective. Semnalarea se face sub formă de fișe bibliografice și se asigură pe bază de abonamente.
	Culegeri de material documentar	Pentru temele la care uzinele se abonează, Centrul de documentare se obligă să pună la dispoziție materialele în original sau în copii xerox. Parte din aceste materiale pot fi livrate chiar traduse.
	Sinteze documentare	Lucrări de specialitate pe o temă dată, cuprinzînd ultimele realizări și noutăți din literatura de specialitate pe plan mondial.
CATALOGUL CĂRȚILOR DE METALURGIE		Semnalează trimestrial toate cărțile din domeniul metalurgiei primite de bibliotecile din țară
BULETINUL INTERN		Buletinul conține acte cu caracter normativ, emise de Ministerul Industriei Metalurgice sau alte ministere și organe centrale, care sînt obligatorii pentru unitățile din ramura industriei metalurgice.

ORSZÁGOS MŰSZ



Produse refractare

„SILICA"

cu un grad mare de complexitate privind forma şi dimensiunile, utilizate la construirea cuptoarelor electrice şi cuptoarelor Martin pentru elaborarea oţelului, cuptoarelor pentru topit sticla, cuptoarelor pentru laminoare etc.

Execută:

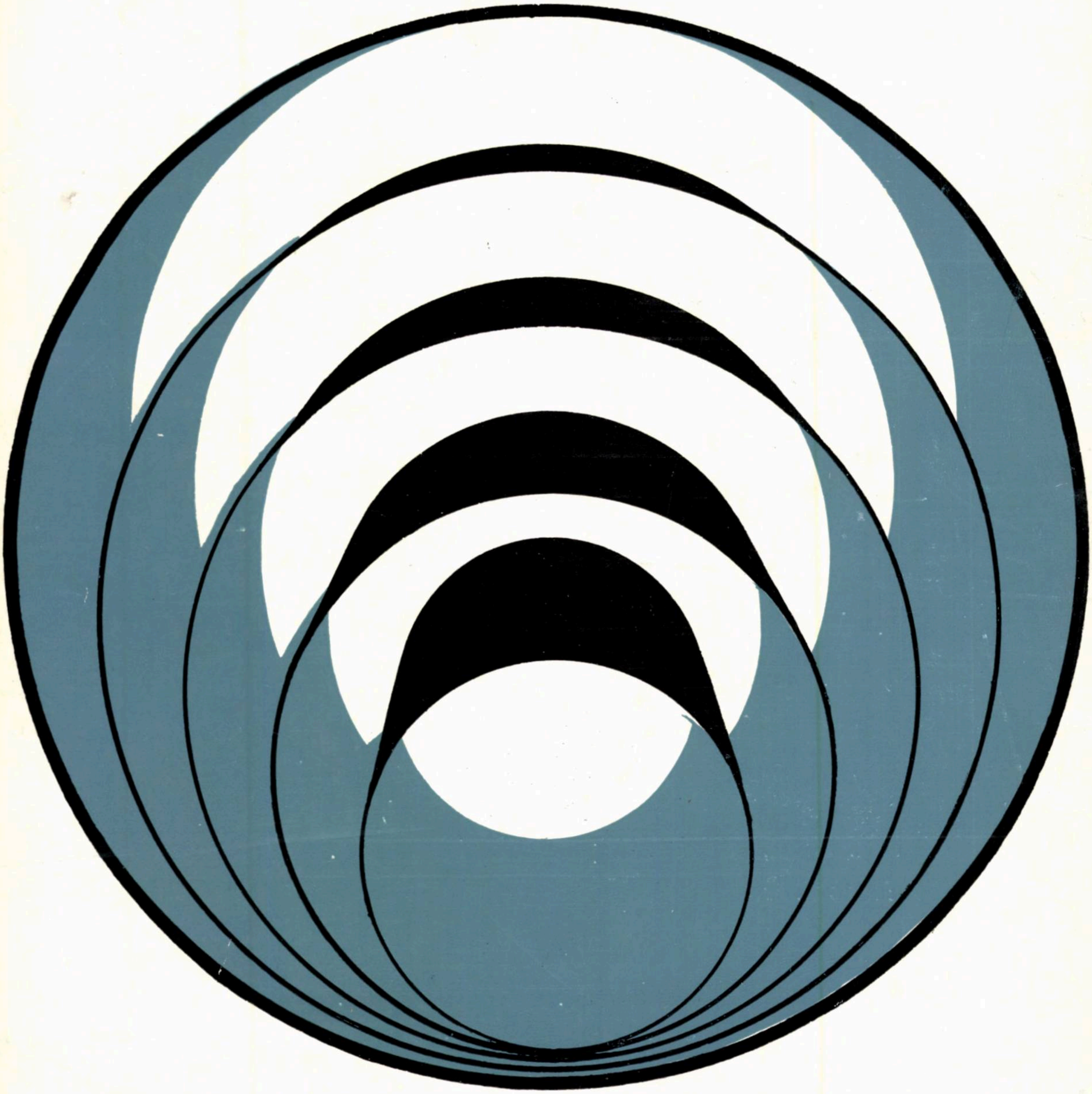
Fabrica de produse refractare
„9 MAI" Turda • Str. Armata roşie nr. 35
Jud. Cluj • Telefon 1450

1970 OKT

UZINA de TEVI **ROMAN**

Vă oferă:

- conducte pentru industria petrolieră, apă etc., cu diametrul de 168—377 mm;
- burlane de foraj cu diametrul de $6^{5}/_{8}$ — $12^{3}/_{4}$ inci;
- prăjini grele de foraj cu diametrul de $4^{3}/_{4}$ — 8 inci;
- prăjini pătrate pentru antrenare, de $3^{1}/_{2}$ — 6 inci;
- țevi diverse, pentru turboburi, cămăși de pompe, tampoane, racorduri speciale.



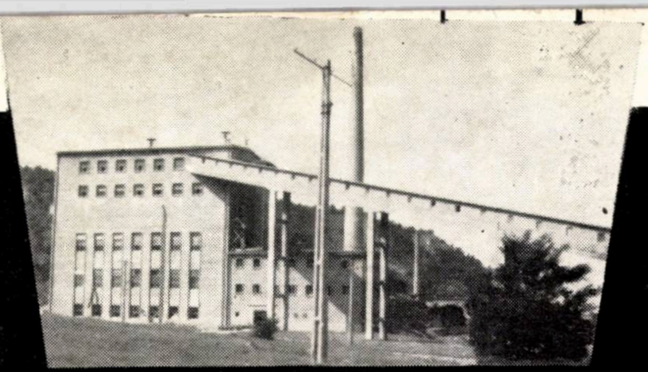
E 3280

9-04-001

METALURGIA

10

METALURGIA ● BUCUREŞTI ● ANUL XXII ● NR. 10 ● OCTOMBRIE 1970



Produse ceramice antiacide pentru căptuşirea instalaţiilor de fabricare a acidului sulfuric, a băilor de decapare în siderurgie şi pentru pardoseli antiacide

Execută

Fabrica de produse refractare

REFRACTAR

Aleșd — Județul Bihor

E 32[illegible]0

METALURGIA

Anul 22 nr. 10 octombrie 1970

CUPRINS

Gheauş Gh.: **Tîrgul Internaţional — Bucureşti 13 — 24 octombrie 1970** 609

STUDII ŞI CERCETĂRI

Avram C., Ţocu P. şi *Hătărăscu O.* : **Cercetări privind aglomerarea concentratelor rezultate din flotaţia sideritelor** 611

Ştefănescu I. şi *Barbu I.* : **Studiul structurii şi defectelor reţelei grafitice a produselor cărbunoase, prin analiza Warren-Averbach** 618

Ciucă C. : **Influenţa tratamentului termomagnetic asupra corelaţiei dintre proprietăţile magnetice şi mecanice ale oţelului OLC 45** 624

Drăgan O., Ciovică D., Ivan M., Segal E. şi *Voinescu H.* : **Cercetări privind tragerea la rece a ţevilor din oţel carbon sub influenţa ultrasunetelor.** . . . 629

Taloi D.: **Calculul entropiei reacţiilor de disociere a oxizilor şi clorurilor de tipul:** $Me_x\,O_{y+2} \rightarrow Me_x\,O_y + O_2$ **şi** $Me\,Cl_{x+2} \rightarrow Me\,Cl_x + Cl_2$ 633

REALIZĂRI TEHNICE

Abrudan D. şi *Topan Gh.:* **Materiale refractare cercetate şi folosite la cuptoarele electrice cu inducţie de 1 t, de frecvenţă medie, la uzina „Armătura" — Cluj** 638

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Dobrovici D.: **Consideraţii privind posibilităţile de micşorare a consumului de cocs la furnale** 643

Frigură V. : **Cărbuni pentru cocs din Valea Jiului** . . 648

Oprea Fl. şi *Nagy I.:* **Mecanismul şi cinetica diferitelor faze la leşierea minereurilor în hidrometalurgie** 654

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Vrăbiescu N. : **Forma şi proprietăţile arcului electric la valori mari ale curentului** 661

Poeniţă Virginia şi *Huber A.* : **Nisipuri cuarţoase pentru turnătorii.** 664

RECENZII 628, 660, 663. 668

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÎDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. — M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sector 1. M. I. M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5728

42 406

SOMMAIRE

CD 622.341.1 : 622.785 : 622.765

Avram C., *Ţocu P.* et *Hătărăscu O.* : **Recherches concernant l'agglomération des concentrés résultés de la flottaison des sidérites.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 611–617

CD 621.3.035.222.2

Ştefănescu I. et *Barbu I.* : **L'étude de la structure et des défauts du réseau graphitique des produits charbonneux, par l'analyse Warren-Averbach.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 618–623

CD 621.787 :539.4 : 538.6 669.15–194

Ciucă C. : **L'influence du traitement thérmomagnétique sur la corrélation entre les propriétés magnétiques et mécaniques de l'acier OLC 45.**

Metalurgia 22 (1970) nr. 10, p. 624–628

CD 669.018.26 : 621.774.372 : 66.084

Drăgan O., *Ciovică D.*, *Ivan M.*, *Segal E.* et *Voinescu H.* : **Recherches concernant l'étirage à froid des tubes en acier carbone sous l'influence des ultrasons.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 629–632

CD 536. 75 : 546 134

Taloi D. : **Le calcul de l'entropie des réactions de dissociation des oxydes et des chlorures du type : $Me_xO_{y+2} \rightarrow Me_xO_y + O_2$ et $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 633–637

CD 666.76.001.89.621. 365.5

Abrudan D. et *Topan Gh.* : **Matériaux réfractaires examinés et utilisés dans les fours électriques à induction de 1 tonne, à fréquence moyenne, à l'usine,,Armătura'' — Cluj.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 638–642

CD 662.741.3 : 669.162 : 2

Dobrovici D. : **Considérations concernant les possibilités de réduire la mise-au-mille du coke dans les hauts fourneaux.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 643–647

CD 622.81 : 662.741.3 (498)

Frigură V. : **Charbons pour le coke de la vallée du Jiu.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 648–653

DC 669.053. 4 : 622.34

Oprea Fl. et *Nagy I.* : **Le mécanisme et la cinétique des différentes phases du lessivage des minérais en hydrométallurgie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 654–660

DC 621.365.2

Vrăbiescu N. : **La forme et les proprietés de l'arc électrique pour des valeurs grands de l'intensité du courant.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 661–663

CD 621.742.42

Poeniță Virginia et *Huber A.* : **Sables quartzeux pour les fonderies.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 664–667

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 622.341.1 : 622.785 : 622.765

Аврам К., Цоку П. и Хэтэрэску О.: **Исследования, касающиеся агломерации сидеритовых флотационных концентратов.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 611—617

ДК 621.3.035.222.2

Штефэнеску И. и Барбу И.: **Изучение структуры и дефектов графитной решетки углеродистых изделий при помощи анализа Фаррен — Авербаха.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 618—623

ДК 621.787: 539. 4: 538.6: 669.15.194

Чукэ К.: **Влияние термомагнитной обработки на соотношение магнитных и механических свойств стали ОЛК 45.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10 p. 624—628

ДК 669.018.26 : 621.774.372 : 66.084

Дрэган О., Човикэ Д., Иван М., Сегал Е. и *Войнеску Х.:* **Исследования холодной прокатки труб из углеродистой стали при воздействии ультразвука.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 629—632

ДК 536.75:546.134

Талой Д.: **Расчет энтропии реакций диссоциации окислов и хлоридов типа $Me_xO_{y+2} \rightarrow Me_xO_y + O_2$ и $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 633—637

ДК 666.76.001.89 : 621.365.5

Абрудан Д. и *Топан Г.:* **Огнеупорные материалы, исследованные и применяемые в 1-тонных индукционных электропечах, средней частоты, завода „Армэтура" в Клуже.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 638—642

ДК 662.741.3 : 669.162 : 2

Добрович Д.: **О возможностиях уменьшения расхода кокса в доменных печах.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 643—647

ДК 622.81 : 662.741.3 (498)

Фригурэ В.: **Угли в Валя Жиулуй для производства кокса.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 648—653

ДК 669.053.4 : 622.34

Опря Фл. и *Наги И.:* **Механизм и кинетика различных фаз выщелачивания руд в гидрометаллургии.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 654—660

ДК 621.365.2

Врэбиеску Н.: **Форма и свойства электрической дуги при высоких значениях тока.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 661—663

ДК 621.742.42

Поеницэ Виргиния и *Губер А.:* **Кварцевые пески для литейного производства.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 664—667

INHALT

DK 622.341.1 : 622.785 : 622.765

Avram C., *Ţocu P.* und *Hătărăscu O.* : **Erforschungen über Agglomeration von, durch Sideritflotation erzeugten, Eisenkonzentraten.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 611–617

DK 621.3.035.222.2

Ştefănescu I. und *Barbu I.* : **Erforschung über Struktur und Fehler im Graphitgitter der Kohlenstofferzeugnisse mittels der Warren-Averbach Analyse.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 618–623

DK 621,787 : 539,4 : 538.6 : 669.15–194

Ciucă C.: **Einfluss der thermomagnetischen Behandlung auf die Beziehungen zwischen den magnetischen und mechanischen Eigenschaften des OLC 45-Stahles.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 624–628

DK 669.018.26 : 621.774.372 : 66.084

Drăgan O., *Ciovică D.*, *Ivan M.*, *Segal E.* und *Voinescu H.* : **Erfoschungen über Kaltziehen von Kohlenstoffstahlröhren bei Ultraschalleinfluss.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 629–632

DK 536.75 : 546.134

Taloi D.: **Entropieberechnung der Dissoziationsreaktionen von Oxyden und Chloriden mit folgender Zusammensetzung $Me_xO_{y+2} \rightarrow Me_x O_y + O_2$ und $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + + Cl_2$.**

Metalurgia 22(1970) nr. 10, p. 633–637

DK 666.76.001 89 : 621.365.5

Abrudan D. und *Topan Gh.* : **Erforschung und Verwendung der feuerfesten Stoffe für 1 T elektrischen Mittelfrequenzinduktionsöfen im Werk Armătura — Cluj.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 638–642

DK 662.741.3 : 669.162 : 2

Dobrovici D. : **Berücksichtigungen über Verminderungsmöglichkeiten des Hochofenkoksverbrauches.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 643–647

DK 622.81 : 662.741.3 (498)

Frigură V. : **Kokskohlen aus dem Jiu-Tal.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 648–653

DK 669. 053.4 : 622.34

Oprea Fl. und *Nagy I.* : **Mechanismus und Kinetik verschiedener Phasen bei dem hydrometallurgischen Erzlaugen.**

Metalurgia 22(1970), nr. 10, p. 654–660

DK 621.365.2

Vrăbiescu N. : **Die Form und die Eigenschaften des Lichtbogens für grosse Werte des elektrischen Stromes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 661–663

DK 621.742.42

Poeniţă Virginia und *Huber A.* : **Quarzsand für Giessereiwesen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 664–667

CONTENTS

DC 622.341.1 : 622.785. 622.765

Avram C., *Țocu P.* and *Hătărăscu O.* : **Investigations regarding agglomeration of concentrates resulting from siderite flotation.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 611–617

DC 621.3.035.222.2

Ștefănescu I. and *Barbu I.* : **Studies regarding structure and cristal grating flaws in carbon products by means of the Warren-Averbach analysis.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 618–623

DC 621.787 : 539.4.538.6 : 669.15.194

Ciucă C : **Influence of thermomagnetic treatment upon the correlation between magnetic and mechanical properties of OLC 45 steel.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10. p. 624–628

DC 669.018.26 : 621.724.372 : 66.084

Drăgan O., *Ciovică D.*, *Ivan M.*, *Segal E.* and *Voinescu H.* : **Investigations regarding cold drawing of carbon steel tubes under the influence of ultrasonics.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 629–632

DC 536.75 : 546. 134

Taloi D. : **Estimation of the dissociation entropy for oxides and chlorides of the $Me_xO_{y+2} \rightarrow MeO_y + O_2$ and $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$ type.**

Metalurgia 22(1970), nr. 10, p. 633–637

DC 666 7.001.89. 621.365.5

Abrudan D. and *Topan Gh.* : **Investigated and utilized refractories for 1 t medium-frequency induction furnaces in plant Armătura – Cluj.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 638–642

DC 662.741.3 : 669.162.2

Dobrovici D. : **Considerations regarding possibilities of reducing coke consumption in blast-furnaces.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 643–647

DC 622.81 : 662.741.3 (498)

Frigură V. : **Coal for coke from the valley of the Jiu.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 648–653

DC 669.053.4 : 622.34

Oprea Fl. and *Nagy I.* : **Mechanism and kinetics of various phases in hydrometallurgical alkalinizations of ores.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 654–660

DC 621.365.3

Vrăbiescu N. : **Form and properties of electric ores at high tension currents.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 661–663

DC 621.742.42

Poeniță Virginia and *Huber A.* : **Quartzsand for foundries.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 10, p. 664–667

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 10
OCTOMBRIE
1970
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

Tîrgul Internațional
BUCUREȘTI '70

BUCUREȘTI 13 – 24 OCTOMBRIE 1970

În luna octombrie, la București, are loc prima ediție a unui tîrg internațional pe care țara noastră îl va organiza în viitor cu regularitate. În cadrul acestuia 26 de țări și peste 80 firme individuale își confruntă tot ce au realizat mai bun și mai nou în construcția de mașini, electrotehnică și electronică.

Prilej de cunoaștere și mijloc eficace pentru facilitarea încheierii de tranzacții comerciale, Tîrgul Internațional — București are ca principal scop prezentarea posibilităților de export ale industriei românești din sectoarele sus-amintite, într-o întîlnire de prestigiu, la care participă Anglia, R.S. Cehoslovacia, Franța, R. D. Germană, R. F. a Germaniei, Japonia, Statele Unite ale Americii, Uniunea Sovietică ș.a.

Ritmul rapid de industrializare a României, progresul tehnic și diversificarea producției au creeat premisele lărgirii continue a activității de comerț exterior, ponderea schimburilor de mașini și utilaje fiind în continuă creștere, atingînd, în anul 1968, circa 35% din valoarea totală a comerțului exterior. Prin întreprinderile de stat pentru comerțul exterior specializate, produsele industriei constructoare de mașini sînt exportate și apreciate pentru calitățile lor în zeci de țări, de pe toate continentele.

Proporțional cu industria constructoare de mașini și cu un pas înaintea acesteia, siderurgia din țara noastră, cu o tradiție de peste 250 de ani, s-a modernizat și dezvoltat în ultimii 20 de ani, situînd astăzi România în primele 16 țări producătoare de oțel din lume, cu peste 300 kg de oțel pe cap de locuitor.

Sectorul siderurgic, coordonat de Ministerul Industriei Metalurgice, dispune azi de o puternică bază de cercetare, institute de proiectări, de centrale industriale, în care a fost concentrată aproape întreaga producție metalurgică, precum și de o întreprindere proprie de comerț exterior — I.S.C.E. — „Metalimport".

Institutul de cercetări metalurgice, dotat cu instalații și utilaje moderne de cercetare și încadrat cu specialiști de înaltă calificare, realizează lucrări de cercetare în domeniile fontă, oțeluri (elaborare, deformare plastică și tratament termic), aliaje neferoase, coroziune, metalurgia pulberilor, cocs, materiale refractare, termotehnică metalurgică etc., rezultatele cercetării acestui institut fiind apreciate în țară și peste hotare.

Institutele de proiectare IPROMET și I.P.L. execută documentația tehnică pentru toate tipurile de instalații complexe folosite în sectorul metalurgic : fabrici de aglomerare, furnale, oțelării, cuptoare industriale, laminoare etc., pe baza cărora au fost realizate în țară peste 50% din instalațiile complexe cu care a fost dotat sectorul siderurgic românesc în ultimii 10 ani.

Centrala industrială — Hunedoara, Centralele siderurgice — Galați și Reșița și Centrala industrială țevi-trefilate — București asigură, prin întreprinderile subordonate, aproape întregul necesar de metal solicitat de economia națională, avînd în același timp însemnate disponibilități pentru export.

Dezvoltarea impetuoasă a producţiei de maşini şi utilaje şi, în acelaşi timp, cerinţele mereu crescînde privind ridicarea nivelului tehnic al acestora au impus siderurgiei îmbunătăţirea şi perfecţionarea tehnologiilor în vederea ridicării performanţelor la toate mărcile de oţeluri şi lărgirii sortimentului, prin asimilarea unor oţeluri cu caracteristici superioare. În prezent, siderurgia românească produce peste 250 mărci de oţeluri, printre care : oţeluri de rulmenţi şi de scule, oţeluri rezistente la coroziune, oţeluri refractare, oţeluri pentru industria petrolieră, oţeluri pentru material rulant, oţeluri pentru fabricarea pieselor de tractoare, de autocamioane, de autoturisme, de locomotive diesel-electrice etc., la nivelul prescripţiilor din standardele româneşti şi străine, cu caracteristici similare cu ale oţelurilor produse în alte ţări.

Întreprinderea de stat pentru comerţ exterior „Metalimport", fondată cu 22 ani în urmă, este unicul exportator şi importator de metale feroase, metale neferoase şi cabluri electrice din România, fiind una din cele mai mari întreprinderi de comerţ exterior. Volumul exporturilor şi importurilor acestei întreprinderi este în continuă creştere astfel, faţă de anul 1960 a crescut cu 50%, în 1965, şi de peste 3 ori, în 1970.

Sectorul metalurgic românesc exportă în prezent tablă groasă, oţel beton, conducte, burlane şi prăjini de foraj, ţevi de instalaţii, profile de oţel, bare trase, diferite sîrme de oţel, electrozi de sudură, lingouri, platine şi sîrmă de aluminiu, cabluri electrice, lingouri de zinc, plumb şi bronz. Calitatea acestor produse satisface cele mai exigente cerinţe ale beneficiarilor, fapt pentru care I.S.C.E. — „Metalimport" întreţine relaţii comerciale cu peste 700 de firme din 45 de ţări.

La Tîrgul Internaţional — Bucureşti sectorul metalurgic ocupă un loc important, avînd un pavilion propriu. Ministerul Industriei Metalurgice şi întreprinderea sa de comerţ exterior „Metalimport" prezintă exponate din aproape întreaga gamă de produse siderurgice ce se livrează la export şi anume : din producţia Centralei industriale — Hunedoara, a Centralelor siderurgice — Galaţi şi Reşiţa şi a Centralei industriale ţevi-trefilate — Bucureşti.

Din lista de materiale neferoase pe care „Metalimport" le oferă la export, în cadrul pavilionului metalurgiei, sînt expuse o serie de produse ale Fabricii de aluminiu — Slatina, „Neferal" — Bucureşti, „Electromureş" — Tg. Mureş, Fabrica de radiatoare şi cabluri — Braşov şi altele.

Prezenţa institutelor de proiectări IPROMET şi I.P.L. este marcată prin cinci machete ale unor instalaţii complexe proiectate şi realizate în ţară pentru Combinatul siderurgic — Galaţi, uzina „Industria Sîrmei" — Cîmpia-Turzii şi uzina de ţevi „Republica" — Bucureşti. Aceste instalaţii pot face obiectul livrărilor la export fie ca instalaţie completă, fie ca proiectare, engineering sau know-how.

De asemenea, sînt prezentate cîteva din cele mai valoroase invenţii ale Institutului de cercetări metalurgice, care au adus o contribuţie importantă în industria metalurgică şi au fost brevetate de o serie de ţări, printre care : Anglia, Franţa, Italia, Japonia, Statele Unite ale Americii.

În cadrul manifestărilor ştiinţifice ce se organizează cu prilejul tîrgului specialişti din industria metalurgică prezintă şase conferinţe tehnice care sînt însoţite de proiecţii de diapozitive şi filme.

Considerăm că împreună cu celelalte ministere şi în special cu Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini, pavilionul metalurgiei contribuie la creerea unei imagini cît mai complete a potenţialului economic al R.S. România, a posibilităţilor noastre de a participa la circuitul mondial de schimburi materiale şi ştiinţifice. Participarea unui număr relativ mare de ţări şi firme individuale la prima ediţie a tîrgului este în fapt o recunoaştere a acestor posibilităţi şi o garanţie că ediţiile următoare vor creea premisele unor întîlniri tradiţionale ale oamenilor de afaceri la Tîrgul Internaţional — Bucureşti.

Ing. GH. GHEAUŞ

Cercetări privind aglomerarea concentratelor rezultate din flotaţia sideritelor

Ing C. AVRAM, ing. P. ŢOCU şi ing. O. HĂTĂRĂSCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 622.341.1:622.785.622.765

RECHERCHES CONCERNANT L'AGGLOMÉRATION DES CONCENTRÉS RÉSULTÉS DE LA FLOTTAISON DES SIDÉRITES

Pour la mise en valeur du minérais de fer sidérique de Lueta, concentré par flottaison, on a entrepris des expériences à l'Institut de recherches métallurgiques, dans une installation pilote, afin d'établir un flux technologique optima d'agglomération.

Les meilleurs paramètres d'agglomération ont été réalisés en séchant les concentrés dans le four rotatif, séchage suivi par un mélange primaire de ces concentrés avec le combustible, le fondant et le retour, dans un mélangeur à palettes, et d'une micropelletisation du mélange primaire dont l'humidité a été réduite à 6–7%, dans un dispositif de pelletisation.

La nature du combustible utilisé à l'agglomération (coke, charbon de bois ou mélange de coke + charbon de bois) n'influence pas sensiblement les paramètres d'agglomération.

INVESTIGATIONS REGARDING AGGLOMERATION OF CONCENTRATES RESULTING FROM SIDERITE FLOTATION

In view to render profitable Lueta sideritic iron ores concentrated by flotation, a series of investigations were performed, in a pilot plant, at the Metallurgical Research Institute, in view to establish optimal flow for agglomeration.

Best agglomeration parametra were obtained by concentrate drying in rotary furnaces, followed by primary mixing with fuel, fusing agent and return in a blade-paddle mixer and micropelletizing of the primary mixture — brought to 6–7% humidity — in a pelletizing drum.

Character of fuel utilized for agglomeration (coke, charcoal or a coke + charcoal mixture) does not influence to a great extent obtained parametra.

În scopul valorificării integrale a minereului de fier sideritic de la Lueta, Institutul de cercetări miniere a studiat şi a stabilit un flux tehnologic optim de preparare a acestuia, prin flotaţie. În urma acestei preparări se obţine un concentrat de siderit cu un conţinut de fier de 36–38%, umiditatea 18–20% şi granulaţia foarte fină (circa 80% sub 0,1 mm).

În vederea folosirii acestui material la furnale, la Institutul de cercetări metalurgice s-a studiat în fază laborator, în anii 1966–1967, posibilitatea aglomerării lui. În urma experimentărilor efectuate s-a stabilit următorul flux tehnologic: uscarea cu var a concentratului, micropeletizarea, aglomerarea.

Pentru verificarea acestei tehnologii şi stabilirea parametrilor de aglomerare în vederea proiectării instalaţiei industriale s-a construit o instalaţie pilot de aglomerare a concentratului Lueta, la care s-au efectuat încercările necesare.

Compoziţia chimică a materialelor şi analiza tehnică a combustibililor folosiţi la experimentări sînt indicate în tabela 1.

Tabela 1

Materialul	Compoziţia chimică, %								
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	FeO	Fe	Mn	S	P.C.
Concentratul Lueta	12,98	1,70	1,51	0,86	45,12	36,59	1,56	0,140	26,87
Varul	1,15	0,48	67,95	—		—	—	—	24,23
Calcarul	0,93	0,51	54,89	urme	—	0,05	0,02	0,013	42,90
Bentonita	71,77	14,76	1,27	2,35	—	—	—	—	—
Cenuşa cocsului	35,95	24,35	3,92	13,87	—	10,83	2,32	—	—
Cenuşa mangalului	57,01	16,44	9,31	2,44	—	6,10	0,25	—	—

	Analiza tehnică, %			
	Carbonul fix	Cenuşa	Volatilele	Sulful total
Cocsul	89,25	9,73	1,02	1,17
Mangalul	49,00	38,82	12,18	0,21

Compoziția granulometrică a concentratului Lueta este indicată în figura 1.

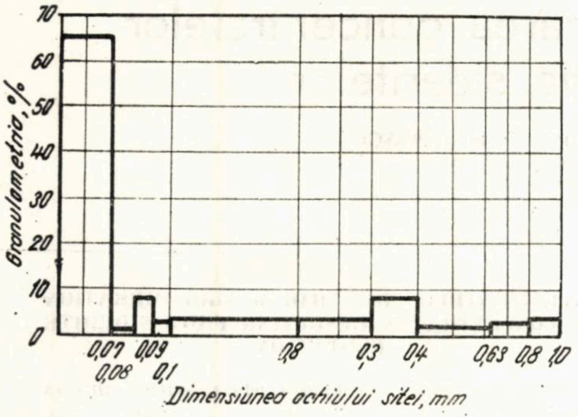


Fig. 1. Compoziția granulometrică a concentratului Lueta.

Cocsul și mangalul s-au măcinat și ciuruit sub 3 mm, iar varul, sub 1 mm. Calcarul a fost folosit în două sorturi granulometrice : sub 3 mm și sub 1 mm.

Schema instalației pilot de aglomerare, folosită la experimentări, este redată în figura 2.

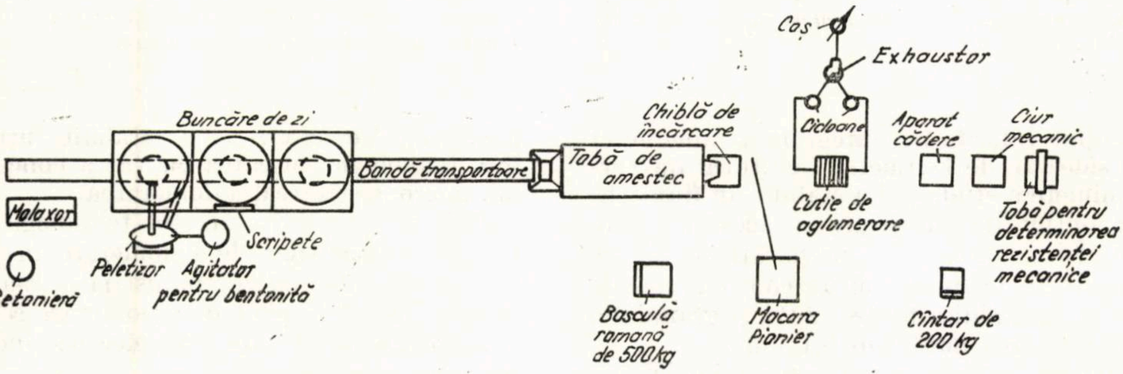


Fig. 2. Schema instalației pilot de aglomerare de la ICEM.

Pentru uscarea cu var a concentratului Lueta și pentru amestecarea primară a încărcăturii de aglomerare s-a folosit un malaxor mobil cu paletă elicoidală, de 250 l capacitate și avînd o viteză de rotație a paletei de 43 ture/min. La variantele tehnologice care au necesitat două amestecătoare în flux s-a folosit, în afară de malaxor, și o betonieră de 200 l capacitate și avînd o viteză de rotație de 17 ture/min.

Pentru amestecarea secundară și micropeletizarea încărcăturii de aglomerare — varianta micropeletizare la tobă — s-a confecționat o tobă de amestec cu dimensiunile Ø 800 × 4 000 mm, care poate fi înclinată axial cu ajutorul a două dispozitive cu filet trapezoidal. Prin încercări preliminare s-au stabilit următorii parametri de lucru : viteza de rotație a tobei, 30 ture/min (căreia îi corespunde o viteză periferică de circa 1,25 m/s) ; înclinarea tobei, 4° ; debitul de micropelete, circa 250 kg/h.

Pentru amestecarea secundară și micropeletizarea încărcăturii de aglomerare — varianta micropeletizare la taler — s-a folosit un peletizor taler cu jgheab de deversare, avînd diametrul de 1 000 mm, înălțimea bordurii, 120 mm și viteza de rotație, 16 rot/min. Prin încercări preliminare s-au stabilit următorii parametri de lucru : înclinarea talerului (față de orizontală), 40° ; debitul de micropelete, 250—350 kg/h.

Umezirea materialelor în peletizorul taler s-a făcut cu un amestec de apă + 2 % bentonită dintr-un rezervor de 0,5 m³, prevăzut cu un agitator acționat de un motor.

Cutia de aglomerare are secțiunea pătrată, de 660 × 660 mm, înălțimea de 400 mm și distanța dintre barele grătarului de 5 mm. Se poate bascula manual, cu ajutorul unui mecanism melc-roată melcată, și este prevăzută cu două cicloane pentru epurarea gazelor înainte de exhaustor.

Experimentările efectuate în anii precedenți au demonstrat posibilitatea reducerii umidității concentratului Lueta de la 18—20 %, la circa 10 %, prin adăugarea de 20 % var și amestecare timp de 5 min într-un malaxor. În cadrul lucrărilor prezentate, premergător experimentărilor de aglomerare s-au verificat și confirmat acești parametri. În cursul experimentărilor de aglomerare a concentratelor uscate cu var s-au constatat însă următoarele dezavantaje ale acestei metode :

— amestecul concentrat + var este foarte neomogen din punct de vedere al umidității și conține mulți bulgări formați în cursul uscării ; ca urmare se produce o micropeletizare de calitate necorespunzătoare și un aglomerat cu rezistență mecanică slabă ;

— aglomeratul produs din concentrat uscat cu var are un conținut foarte mic de fier (37—40 %) și bazicitate mare (peste 1,2), necorespunzătoare utilizării lui la furnalele cu mangal, unde urmează să fie folosit acest aglomerat;

— lucrul cu concentrat uscat cu var este foarte dificil din cauza nocivității mari a varului (mai ales a celui măcinat fin).

Pentru evitarea acestor dificultăți s-a experimentat și s-a adoptat metoda uscării termice a concentratului într-un cuptor rotativ. Cuptorul folosit a avut următoarele caracteristici: diametrul interior — 300 mm, lungimea — 4 000 mm, înclinarea — 4°, viteza de rotație — 0,7 ture/min, combustibilul — gaz metan. La o productivitate a cuptorului de 1 320 kg/24 h, concentratul s-a uscat 100 %, uscarea fiind însoțită și de o disociere parțială a carbonatului de fier (s-a disociat 25—30 % din $FeCO_3$, ceea ce corespunde unei pierderi în greutate a concentratului de circa 7 %).

Experimentările de aglomerare s-au făcut în două etape: în etapa I s-au încercat diferite variante (atît cu cocs, cît și cu mangal) pentru stabilirea fluxului tehnologic optim, iar în etapa a II-a s-au definitivat parametrii de micropeletizare și aglomerare în condiții de lucru cu și fără adaos de fondant și folosind, drept combustibil pentru aglomerare, diferite amestecuri de cocs și mangal. Pentru fiecare variantă s-a făcut cîte o serie de circa 10 aglomerări, determinînd consumul optim de combustibil și repetînd apoi încercarea cea mai corespunzătoare, în vederea obținerii unor medii semnificative ale parametrilor.

Primele serii de experimentări de aglomerare au fost efectuate cu concentrat uscat de var, aglomerat după tehnologia obișnuită (amestecare secundară și micropeletizare la tobă). În paralel s-au studiat condițiile de uscare a concentratului în cuptor rotativ. După optarea pentru această a doua variantă de uscare nu s-a mai lucrat cu concentrat uscat cu var.

La toate aglomerările înălțimea stratului de material încărcat în cutia de aglomerare a fost de 300 mm.

Întrucît în etapa I aprinderea șarjei de aglomerare s-a făcut cu un arzător de mai slabă calitate decît cel folosit în etapa a II-a, parametrii de aglomerare stabiliți în această etapă sînt comparabili între ei dar sînt inferiori celor determinați pentru variantele din etapa finală.

Aglomeratul produs a fost supus probei de cădere (3 căderi de la înălțimea de 2 m) după care s-a determinat returul (fracția — 8 mm), iar din aglomeratul bun (+ 8 mm) s-au luat probe medii pentru determinarea rezistenței mecanice la tobă, compoziției chimice și reductibilității.

Încercări preliminare au arătat că aglomerarea concentratului Lueta după tehnologia obișnuită nu este posibilă decît cu condiția micropeletizării întregii cantități de concentrat în toba de amestec secundar. Astfel, toba de amestec a fost folosită ca tambur de peletizare, punîndu-se în final numai problema optării între micropeletizarea la tobă sau la taler. În consecință s-a adoptat, pentru toate variantele studiate, fluxul tehnologic: cîntărirea materialelor pregătite, amestecarea primară, micropeletizarea, aglomerarea. Prezența returului în amestecul supus micropeletizării nu creează dificultăți; particulele de aglomerat datorită formei lor neregulate nu se încarcă cu material și nu formează pelete de dimensiuni mari, care ar îngreuia procesul de aglomerare.

S-a stabilit că pentru realizarea unei bune aglomerări micropeletele trebuie să aibă $Ø_{min} = 1$ mm și $Ø_{max} = 8$ mm. Acestei granulații îi corespunde o umiditate de 10—11 %, pentru micropeletele cu cocs, și de 12—13 %, pentru micropeletele cu mangal.

Experimentările de aglomerare din etapa I au constituit o fază preliminară, în cadrul căreia s-a urmărit stabilirea următoarelor date tehnologice: varianta optimă de uscare a concentratului Lueta; necesitatea folosirii unui intensificator pentru procesul de aglomerare; varianta optimă de micropeletizare. În această etapă s-a lucrat cu 43 % retur (raportat la greutatea concentratului) în amestecul de aglomerare.

Încercările de aglomerare din etapa I s-au condus urmărindu-se menținerea constantă a rezistenței mecanice a aglomeratului produs, pentru toate variantele studiate; astfel, la stabilirea parametrilor medii pe perioadă s-au luat în calcul numai șarjele de aglomerat care au avut rezistența la tobă cuprinsă între 13 și 16 % (fracția — 5 mm). Rezultatele obținute sînt date în tabela 2, fiecare cifră reprezentînd media a circa 5 încercări.

Primele serii de aglomerări (I și II) s-au făcut cu concentrat Lueta uscat cu var și micropeletizat la tobă. Schema fluxului tehnologic pentru aceste încercări este redată în figura 3, varianta A.

Cantitatea mare de var din amestec contribuie la intensificarea procesului de aglomerare, mărind viteza verticală de aglomerare (tabela 2). Din cauza neomogenității stratului aglomerat, procesul se desfășoară însă neuniform, obținîndu-se un procent mare de retur (30—40 %) și un aglomerat de slabă rezistență.

În cazul aglomerării cu mangal, conținutul mai mare de materii volatile din combustibil (11—14 %) și umiditatea mai mare a încărcăturii, adăugată la pierderile mari prin disociere ale carbonaților de fier și de calcar din amestec, provoacă o degajare importantă de gaze în cursul procesului de aglomerare și, în final, obținerea unui aglomerat cu o macroporozitate foarte ridicată și cu rezistență mecanică foarte scăzută. Din această cauză pentru obținerea unui aglomerat cu rezistență mecanică

Tabela 2

Parametrii	Peletizarea la tobă						Peletizarea la taler	
	Concentrat uscat cu var		Concentrat uscat în cuptorul rotativ				Cocs	Mangal
	Cocs	Mangal	Aglomerat cu var		Aglomerat fără var			
			Cocs	Mangal	Cocs	Mangal		
Perioada de experimentare	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
Adaos de combustibil (cu 3 % umiditate), %	8,00	28,00	10,50	27,20	8,70	30,00	8,00	14,20
Umiditatea micropeletelor, %	16,26	15,44	10,65	15,58	12,20	15,81	10,76	12,74
Viteza verticală de aglomerare, mm/min	13,67	20,50	10,37	13,78	8,00	9,61	12,35	14,18
Cantitatea de retur (−8 mm), %	41,50	31,80	30,55	27,50	24,57	41,20	20,12	29,12
Productivitatea, kg/m^{2}h	338	506	376	374	290	231	451	475
Aportul de Fe al aglomeratului, kg/m^{2}h	135	189	181	171	147	108	221	232
Compoziţia chimică a aglomeratului:								
Fe_{tot}, %	39,90	37,38	48,10	45,80	50,60	46,92	48,95	48,79
FeO, %	17,58	21,54	35,77	32,97	33,63	31,34	32,90	30,15
SiO_2, %	14,20	18,00	15,63	18,86	15,65	19,70	17,50	19,48
CaO, %	23,67	23,98	8,91	7,06	4,57	6,25	5,47	3,80
Bazicitatea aglomeratului	1,67	1,33	0,57	0,37	0,29	0,32	0,31	0,20
Rezistenţa la tobă (−5 mm), %	14,30	14,90	14,70	14,00	15,80	15,10	12,90	14,25

corespunzătoare a fost necesară mărirea adaosului de combustibil pînă la 28 %.

După renunţarea la varianta uscării cu var s-a lucrat numai cu concentrat uscat în cuptorul rotativ, pregătirea şi aglomerarea efectuîndu-se după fluxul tehnologic prezentat în figura 3, **varianta B.**

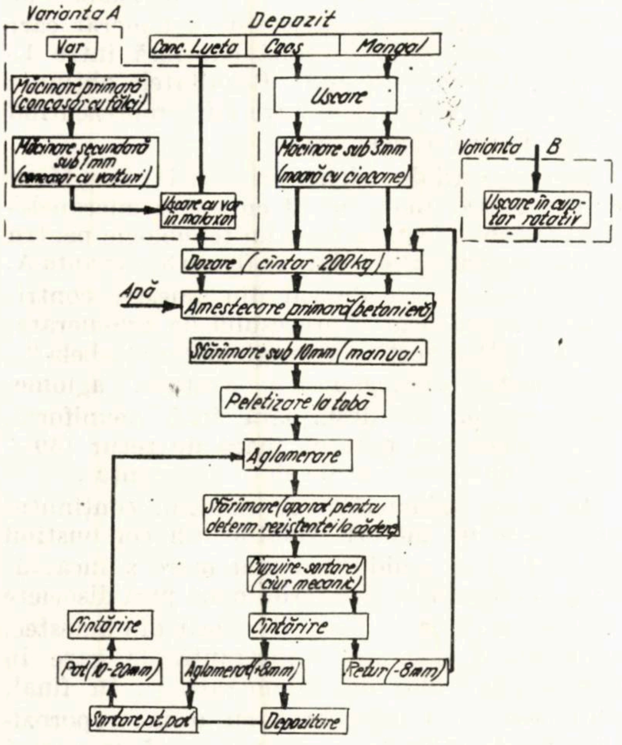

Varianta A
Depozit
Var
Conc. Lueta
Cocs
Mangal
Măcinare primară (concasor cu fălci)
Uscare
Măcinare secundară sub 1mm (concasor cu valţuri)
Măcinare sub 3mm (moară cu ciocane)
Varianta B
Uscare cu var în malaxor
Uscare în cuptor rotativ
Dozare (cîntar 200kg)
Apă
Amestecare primară (betonieră)
Sfărîmare sub 10mm (manual
Peletizare la tobă
Aglomerare
Sfărîmare (aparat pentru determ. rezistenţei la cădere)
Ciuruire-sortare (ciur mecanic)
Cîntărire
Cîntărire
Pat (10-20mm)
Aglomerat (+8mm)
Retur (-8mm)
Sortare pt. pat
Depozitare

Fig. 3. Schema fluxului tehnologic de pregătire şi aglomerare a concentratului Lueta în etapa I; micropeletizarea la tobă.

În continuare s-au făcut experimentări cu 3 % var, adăugat direct în amestecătorul primar, ca intensificator al procesului de aglomerare (perioadele de experimentare III şi IV). Conţinutul de fier în aglomerat a crescut la peste 45 %, mărindu-se şi aportul de fier al aglomerării (170—180 kg Fe/m^2 h) faţă de şarjele precedente; procesul de aglomerare a decurs însă în condiţii mai slabe (viteza verticală de aglomerare a scăzut cu circa 25 %, pentru aglomerarea cu cocs, şi cu circa 33 %, pentru aglomerarea cu mangal, iar adaosul de combustibil a trebuit să fie mărit de la 8 la 10,5 % pentru cocs, adaosul de mangal rămînînd constant).

Şarjele micropeletizate la tobă, fără nici un adaos de var, au avut parametrii cei mai slabi în ceea ce priveşte viteza verticală de aglomerare şi productivitatea, consumul de combustibil rămînînd practic constant atît pentru cocs, cît şi pentru mangal (perioadele de experimentare V şi VI).

S-a trecut apoi la micropeletizarea la taler (perioadele de experimentare VII şi VIII), efectuîndu-se numai aglomerări fără adaos de var, datorită motivelor arătate.

Fluxul tehnologic pentru această variantă este asemănător cu cel al peletizării la tobă, cu deosebirea că apa necesară micropeletizării nu a mai fost adăugată în amestecătorul primar, ci a fost pulverizată, în amestec cu 2 % bentonită, direct pe taler. Amestecul primar avînd umiditate scăzută a putut fi încărcat în buncăr şi dozat la micropeletizare cu ajutorul dozatorului taler (în fluxul precedent amestecul primar avînd umiditatea de peste 10% nu putea fi dozat mecanic, ci era încărcat manual, direct pe banda transportoare).

La aceste experimentări s-au obţinut cele mai bune rezultate ale etapei I atît pentru aglomerarea cu cocs, cît şi pentru aglomerarea cu mangal: a crescut productivitatea la peste 450 $kg/m^2 \cdot h$ (peste 220 $kg\ Fe/m^2 \cdot h$) şi a scăzut sensibil necesarul de combustibil. Aceste rezultate se datorează granulaţiei mult mai uniforme a micropeletelor produse la taler (3–6 mm) decît a celor produse la tobă (1–10 mm).

În urma experimentărilor efectuate în etapa I s-a stabilit următorul flux tehnologic optim pentru aglomerarea concentratului Lueta: uscarea concentratului în cuptor rotativ; dozarea împreună cu combustibilul (granulaţie 0–3 mm) şi returul (0–8 mm); amestecarea primară (într-un malaxor); micropeletizarea la taler (granulaţia micropeletelor (3–6 mm); aglomerarea.

Experimentările de aglomerare din etapa a II-a s-au efectuat conform acestui flux tehnologic.

Experimentările de aglomerare din etapa a II-a au constituit faza finală a lucrării, în cadrul căreia, lucrînd după fluxul tehnologic stabilit în etapa I, s-a urmărit determinarea parametrilor tehnologici pentru următoarele variante de aglomerare:

— aglomerarea concentratului micropeletizat la taler sau la tobă (verificarea finală a etapei I);

— aglomerarea cu fondant (de diferite granulaţii) sau fără fondant;

— aglomerarea cu cocs, cu mangal sau cu diferite amestecuri cocs + mangal.

S-au determinat, pentru toate variantele, următorii parametri: adaosul de combustibil necesar aglomerării, proprietăţile micropeletelor (umiditatea, greutatea specifică), productivitatea peletizorului, indicii tehnico-economici ai aglomerării (productivitatea, consumul specific de combustibil), caracteristicile aglomeratului produs (compoziţia chimică, rezistenţa mecanică, reductibilitatea). În cursul acestei etape s-au efectuat 7 serii de aglomerări (IX–XV).

Întrucît experimentările din această etapă au avut ca scop stabilirea unor parametri tehnologici aplicabili pe scară industrială, la toate seriile de încercări aglomerările s-au condus urmărindu-se echilibrarea returului (similar tehnologiei de aglomerare industrială). Pentru realizarea, simultan cu echilibrarea returului, a unei rezistenţe mecanice corespunzătoare a aglomeratului, în etapa a II-a, adaosul de retur în amestecul de materii prime a fost micşorat de la 43% (etapa I) la 30%. S-a lucrat cu o aprindere de bună calitate (arzător cu gaz metan la presiune înaltă) a încărcăturii de aglomerare.

La stabilirea parametrilor medii pe perioadă s-au luat în calcul numai aglomerările la care s-a realizat echilibrarea returului la o diferenţă de ± 10%. Rezultatele obţinute sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Parametrii	Peletizarea la tobă; combustibil: cocs	Peletizarea la taler, combustibil:					
		70% cocs 30% mangal	30% cocs 70% mangal	Mangal	Cocs		
					aglomerat fără fondant	aglomerat cu fondant	
						calcar – 3 mm	calcar – 1 mm
Perioada de experimentare	IX	X	XI	XII	XIII	XIV	XV
Adaosul de combustibil (cu 3% umiditate), %	5,75	4,73	6,06	8,55	4,25	7,14	7,14
Viteza de micropeletizare, kg/min	3,56	5,64	5,26	4,15	5,04	4,48	4,33
Umiditatea amestecului primar, %	3,89	4,05	2,97	4,14	4,12	4,00	5,23
Umiditatea micropeletelor, %	12,33	11,78	12,16	12,49	10,58	10,41	11,02
Greutatea specifică a micropeletelor, kg/m^3	1 150	1 223	1 078	1 020	1 238	1 112	1 172
Viteza verticală de aglomerare, mm/min	11,92	14,55	18,66	15,56	15,79	18,68	17,50
Cantitatea de retur (–8 mm), %	35,50	36,50	36,88	36,14	34,50	33,00	31,90
Productivitatea, kg/m^2h	388	464	508	468	529	567	543
Consumul specific de combustibil, kg/t aglomerat	85,40	77,20	100,50	118,80	67,60	100,40	93,70
Consumul specific de carbon fix, kg/t aglomerat	73,90	54,10	56,50	54,40	58,50	86,90	81,10
Compoziţia chimică a aglomeratului: Fe_{tot}, %	51,02	49,94	49,19	48,64	50,86	47,27	45,59
FeO, %	24,63	19,72	16,80	24,37	23,94	23,03	24,76
SiO_2, %	17,86	19,03	19,87	21,05	19,17	16,73	17,15
CaO, %	2,50	2,33	2,10	3,42	2,23	9,85	11,18
Bazicitatea aglomeratului	0,13	0,12	0,11	0,16	0,12	0,59	0,65
Rezistenţa la tobă (–5 mm), %	18,50	23,20	30,05	26,70	19,00	21,60	16,70
Reductibilitatea aglomeratului, %	55,00	61,20	67,50	53,30	57,50	56,00	54,70
Echilibrarea returului, %	+0,9	+3,3	–0,5	+3,0	–0,7	–1,9	–1,7

Printr-o serie de aglomerări preliminare s-a căutat să se determine o umiditate maximă a amestecului primar care să permită însă dozarea lui continuă la dozatorul taler al buncărului de zi. S-a stabilit această umiditate limită la valoarea de 7 %. Prin această modificare s-a mărit productivitatea micropeletizării la taler de la 120—130 kg/h la peste 300 kg/h (productivitatea micropeletizării la tobă a fost de circa 250 kg/h).

Schema fluxului tehnologic pentru etapa a II-a de aglomerări (exceptînd perioada a IX-a) este redată în figura 4. Pentru mărirea rezistenţei micropeletelor, în apa de umezire adăugată pe taler s-a introdus 2 % bentonită (amestecul a fost realizat în rezervorul cu agitator pentru bentonită).

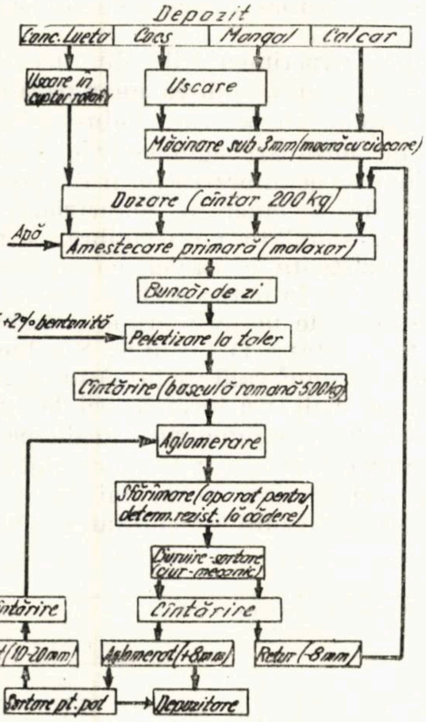

Depozit
Conc. Lueta
Cocs
Mangal
Calcar
Uscare în cuptor rotativ
Uscare
Măcinare sub 3mm (moară cu ciocane)
Dozare (cîntar 200 kg)
Apă
Amestecare primară (malaxor)
Buncăr de zi
Apă +2% bentonită
Peletizare la taler
Cîntărire (basculă romană 500 kg)
Aglomerare
Sfărîmare (aparat pentru determ. rezist. la cădere)
Durulire-sortare (ciur-mecanic)
Cîntărire
Cîntărire
Pat (10-20 mm)
Aglomerat (+8 mm)
Retur (-8 mm)
Sortare pt. pat
Depozitare

Fig. 4. Schema fluxului tehnologic de pregătire şi aglomerare a concentratului Lueta în etapa a II-a ; micropeletizarea la taler.

Seria de aglomerări XIII (combustibil-cocs, micropeletizare la taler, aglomerare fără fondant) a servit drept perioadă de referinţă pentru toate celelalte variante de aglomerare.

Pentru stabilirea finală a parametrilor de aglomerare cu micropeletizare în prealabil la tobă, în condiţiile de lucru din etapa a II-a (retur echilibrat, arzător îmbunătăţit, amestecare primară în malaxor), cît şi pentru compararea productivităţii celor două agregate de micropeletizare, s-a efectuat seria de aglomerări IX. Din tabela 3 rezultă că şi în noile condiţii de lucru, toţi parametrii acestei variante de aglomerare (viteză verticală de aglomerare, productivitate, consum specific de combustibil) sînt inferiori variantei — micropeletizare la taler (perioada XIII), pentru aceeaşi calitate a aglomeratului produs. Productivitatea tobei de micropeletizare a fost cu circa 30 % mai mică decît a talerului utilizat.

S-au determinat în continuare parametrii aglomerării cu mangal (perioada a XII-a) sau cu amestecuri de cocs + mangal. S-au experimentat amestecuri :

a) — 71,5 % C_{fix} din cocs + 28,5 % C_{fix} din mangal sau 57,9 % cocs uscat + 42,1 % mangal uscat (perioada a X-a) ;

b) — 34,2 % C_{fix} din cocs + 65,8 % C_{fix} din mangal sau 22,2 % cocs uscat + 77,8 % mangal uscat (perioada XI). Rezultatele determinărilor sînt date în tabela 3 şi în figura 5 (proprietăţile micropeletelor), figura 6 (parametrii de aglomerare) şi figura 7 (caracteristicile aglomeratului). Se observă că în afară de greutatea

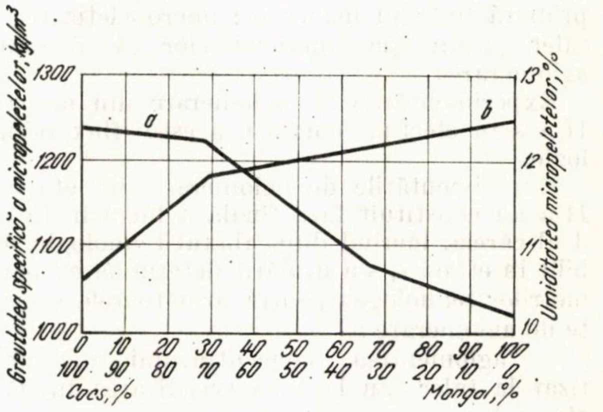


Fig. 5. Variaţia greutăţii specifice (*a*) şi a umidităţii (*b*) micropeletelor Lueta în funcţie de participarea (raportată la C_{fix}) cocsului şi a mangalului în amestecurile de combustibili, folosite pentru aglomerare.

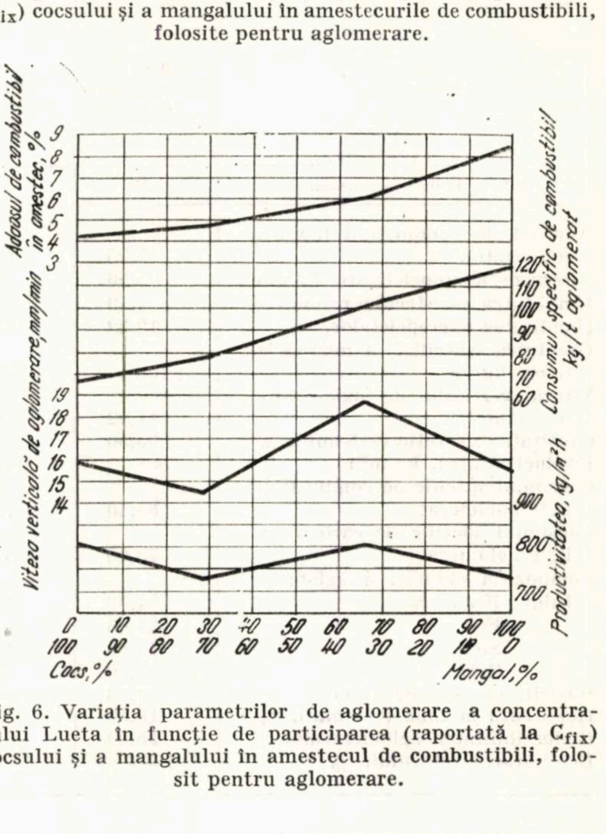


Fig. 6. Variaţia parametrilor de aglomerare a concentratului Lueta în funcţie de participarea (raportată la C_{fix}) cocsului şi a mangalului în amestecul de combustibili, folosit pentru aglomerare.

specifică şi umiditatea peletelor, care sînt influenţate de mărirea conţinutului de mangal în amestec (datorită porozităţii mai mari a mangalului decît a cocsului), toţi ceilalţi parametri nu sînt influenţaţi sensibil de valoarea participării în amestec a mangalului sau a cocsului. Productivitatea urmează curba variaţiei vitezei verticale de aglomerare, iar rezistenţa mecanică şi reductibilitatea aglomeratului sînt influenţate direct de conţinutul de FeO.

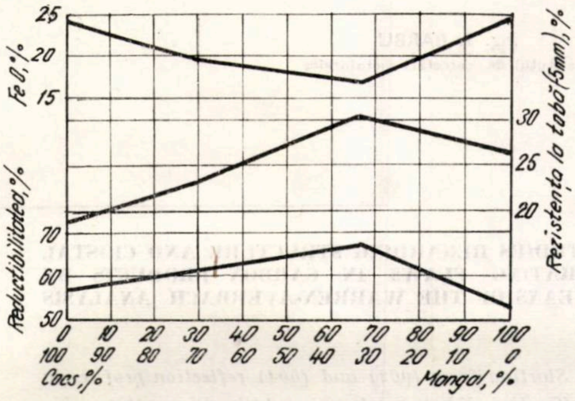


Fig. 7. Variaţia caracteristicilor aglomeratului în funcţie de participarea (raportată la C_{fix}) cocsului şi a mangalului în amestecul de combustibili, folosit pentru aglomerare.

Se observă că aglomeratele produse cu adaos de mangal în amestec au avut rezistenţe mecanice ceva mai scăzute decît aglomeratul produs numai cu cocs.

Necesarul de combustibil (% în amestec sau kg/t aglomerat) creşte numai aparent cu mărirea participării mangalului, în amestecul cocs + mangal, din cauza conţinuturilor mai ridicate de cenuşă şi de volatile din mangal; consumul de carbon (kg/t aglomerat) rămîne practic constant (tabela 3). Se poate considera deci că pentru aglomerarea concentratelor de Lueta se poate folosi fără nici o dificultate cocs, mangal sau orice amestec cocs + mangal, parametrii de aglomerare şi calitatea aglomeratului produs rămînînd constanţi. Cantitatea necesară de mangal sau de cocs se stabileşte în funcţie de necesarul de C_{fix} şi de analiza tehnică a combustibilor.

Aglomerările cu adaos de fondant (perioadele XIV şi XV) au necesitat o mărire a necesarului de C_{fix} cu 28,4, respectiv 22,6 kg/t aglomerat, corespunzînd unei creşteri a conţinutului de cocs în amestec de la 4,25 la 7,14%. Viteza de micropeletizare (kg/min) a scăzut cu 11, respectiv 14%; a crescut însă viteza verticală de aglomerare şi, în consecinţă, productivitatea. Bazicitatea aglomeratului produs a fost de 0,60—0,65, iar conţinutul de fier a scăzut cu 3,6—5,3 procente faţă de aglomeratul fără fondant. Reductibilitatea aglomeratului a variat neînsemnat, iar rezistenţa mecanică a crescut numai pentru aglomerarea cu calcar sub 1 mm.

Calcarul folosit a avut aceeaşi compoziţie chimică în ambele perioade de experimentări; a variat numai fineţea măcinării lui. Trecerea de la calcar măcinat sub 3 mm (perioada XIV) la calcar măcinat sub 1 mm (perioada XV) a modificat neînsemnat parametrii micropeletizării şi ai aglomerării; la acelaşi consum de cocs s-a îmbunătăţit rezistenţa mecanică a aglomeratului produs, scăzînd însă productivitatea aglomerării din cauza micşorării vitezei verticale de aglomerare. Se poate considera deci că pentru aglomerarea cu fondant a concentratelor Lueta este suficientă o măcinare a calcarului sub 3 mm.

În urma experimentărilor efectuate în fază laborator şi pilot, în vederea precizării parametrilor tehnologici de pregătire şi aglomerare a concentratului obţinut prin flotaţia sideritelor Lueta, au reieşit următoarele concluzii:

— Fluxul tehnologic optim de aglomerare a concentratului de siderite Lueta, în vederea folosirii lui la furnale, este următorul: uscare termică — amestecare primară — micropeletizare—aglomerare;

— atît combustibilii (cocs, mangal), cît şi fondantul (calcar) necesari aglomerării trebuie să aibă granulaţia sub 3 mm;

— amestecarea primară se efectuează în condiţii optime prin introducerea întregii şarje de materii prime (concentrat, retur, combustibili, fondant) într-un amestecător cu palete tip malaxor, în care se adaugă apă pînă la realizarea unei umidităţi a amestecului de 6—7%. Trebuie neapărat evitată posibilitatea formării de pelete sau micropelete în amestecătorul primar;

— micropeletizarea optimă a concentratelor de siderită se realizează la peletizorul taler. Micropeletele trebuie să aibă următoarele caracteristici: granulaţie 3—6 mm, umiditate 10—11% (pentru amestec de cocs) sau 12—13% (pentru amestec cu mangal).

— Lucrînd după fluxul tehnologic indicat mai sus, la experimentările efectuate în condiţiile staţiei de aglomerare de la ICEM s-a realizat o productivitate de circa 500 kg aglomerat fără fondant /m^2 · h, respectiv circa 560 kg aglomerat cu fondant /m^2 · h, necesarul de combustibil corespunzînd unui consum de circa 57 kg C_{fix} /t aglomerat fără fondant, respectiv 87 kg C_{fix}/t aglomerat cu fondant, indiferent de proporţia de cocs sau mangal în amestecul combustibil cocs + mangal.

— Aglomeratul produs a avut un conţinut de fier de circa 50% (aglomerat fără adaos de fondant), respectiv 47% (aglomerat cu fondant; bazicitate 0,6) şi rezistenţă mecanică corespunzătoare. Valoarea reductibilităţii acestui aglomerat a fost ceva mai mică decît valorile reductibilităţii aglomeratelor produse în industrie în mod curent.

◆

Studiul structurii şi defectelor reţelei grafitice a produselor cărbunoase, prin analiza Warren-Averbach

Prof. dr. Ing. **I. ŞTEFĂNESCU** şi ing. **I. BARBU**
Institutul politehnic – Bucureşti
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 621.3. 035. 222. 2

L'ÉTUDE DE LA STRUCTURE ET DES DÉFAUTS DU RÉSEAU GRAPHITIQUE DES PRODUITS CHARBONNEUX, PAR L'ANALYSE WARREN-AVERBACH

Prenant comme point de départ le profil des réflexes (002) et (004) du spectre de diffraction des rayons Röntgen, on calcule, par développement de séries Fourier et par l'application de la méthode Warren-Averbach, les dimensions réelles des cristallites graphitiques; on détermine aussi le quantum des défauts de réseau dans la structure du coke de pétrole et d'un coke moulé graphitées à la température de 2 600°C.

STUDIES REGARDING STRUCTURE AND CRISTAL GRATING FLAWS IN CARBON PRODUCTS BY MEANS OF THE WARREN-AVERBACH ANALYSIS

Starting from (002) and (004) reflection profiles in diffraction X-ray spectrum, real size of graphite crystallites is calculated by development of Fourier series and by applying the Warren-Averbach method; amount of cristal grating flaws in petroleum coke and formed coke, graphitized at 2 600°C, is determined as well.

Difracţia razelor Roentgen constituie o bogată sursă de informaţii pentru caracterizarea cantitativă a reţelelor cristaline. Astfel, în cazul grafitului, al cocsurilor şi al altor materiale cărbunoase, reflexul (002) din spectrul de difracţie permite calcularea unor parametri reticulari [1], [2], [3] cum sînt:

— distanţa medie dintre planurile grafitice ($\bar{c}/2$), pe baza ecuaţiei lui Bragg, pornind de la unghiul maxim al difracţiei;

— gradul de grafitare P, conform definiţiei date de Houska şi Warren;

— mărimea cristalitei, adică a blocului de planuri ordonate reciproc pe înălţime ($\bar{L}_c$), prin metoda Scherrer, pe baza lăţimii buclei reflexului; valorile obţinute trebuie corectate, ţinînd seamă de lărgirea benzii (002), provocată de aparatura de lucru, precum şi de existenţa dubletului $K_{\alpha 1} - K_{\alpha 2}$ în radiaţia Roentgen a lămpii de cupru utilizate.

O caracterizare mai completă şi mai fină a structurii cristaline, cu determinarea dimensiunilor reale ale cristalitelor şi cu stabilirea defectelor reţelei grafitice, poate fi efectuată pe baza analizei Warren-Averbach, prin dezvoltarea de serii Fourier după profilele reflexelor (002) şi (004), conform metodologiei lui Stokes [4].

Stokes [5] introduce în analiza profilelor reflexelor o corectură pentru lărgirea benzilor de difracţie, referindu-se la trei funcţii:

— $h(x)$, funcţia instrumentală a distribuţiei intensităţilor în lungul unei benzi de difracţie, determinată experimental, incluzînd deci lărgirea benzii provocată de imperfecţiunile reţelei grafitice, precum şi de aparatura de lucru;

— $g(x)$, funcţia distribuţiei intensităţilor în cazul unui etalon perfect (grafit natural), la care toată lărgirea benzii poate fi atribuită exclusiv aparaturii utilizate;

— $f(x)$, funcţia corectată prin eliminarea influenţei aparaturii.

Aceste trei funcţii, dezvoltate ca serii Fourier, sînt legate prin expresia:

$$f(x) = \sum \frac{H(n)}{G(n)} \cdot e^{-2\pi i n x} \qquad (1)$$

care arată deci că, profilul corectat poate fi dedus din profilul experimental şi profilul unui etalon.

Studiul structurii cristaline s-a efectuat pe un cocs de petrol calcinat la 2 600° C, o probă de cocs brichete I.C.E.M. pe bază de cocs de petrol şi smoală, calcinat de asemenea la 2 600°C, şi pe un grafit natural de Ceylon, ca etalon. În tabela 1 sînt prezentate caracteris-

Tabela 1

Proba	Cocs de petrol	Cocs brichete ICEM	Grafit natural
Poziţia unghiului θ, grd	13,245	13,238	13,287
Distanţa medie dintre planuri ($\bar{c}/2$), Å	3,364	3,366	3,354
Gradul de grafitare P, %	88,6	86,0	100
Mărimea corectată a cristalitei $\bar{L}_c$, Å	672	642	948

ticile structurii cristaline grafitice a acestor substanţe, calculate pe baza reflexelor (002), conform unei publicaţii anterioare [2]. Parametrii reţelelor cristaline ale probelor cercetate sînt redaţi în tabela 1.

Pentru determinări a fost utilizat un goniometru Siemens cu tub detector (Kristalloflex), dotat cu lampă de cupru a cărei radiaţie are lungimea de undă $\lambda = 1{,}54178$.

Caracteristica principală a sistemului constă în aceea că proba de cercetat se află pe un suport plan în centrul cercului de măsurare, iar detectorul (tubul de măsurare) caută raza difractată pe acest cerc; proba se roteşte în timpul procesului de detectare a razei secundare cu o viteză de două ori mai mică decît viteza unghiulară a detectorului, astfel încît normala la probă este în permanenţă şi bisectoarea unghiului format de direcţia razei primare şi a celei secundare (fig. 1).

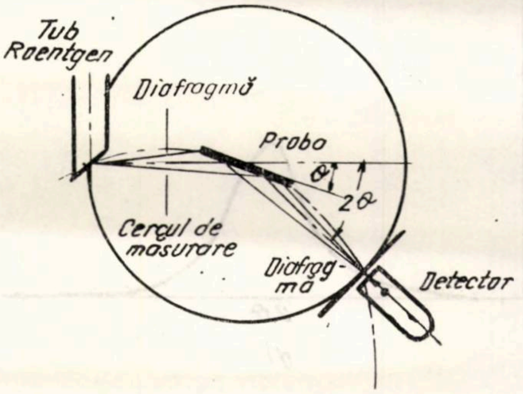


Fig. 1. Traseul radiaţiilor la difractometrul Siemens.

În determinări s-au urmărit numai reflexele (002) şi (004). Pentru reflexul (002) s-a lucrat la goniometru cu paşi de 0,02 grd, numărîndu-se impulsurile timp de 1 min; la reflexul (004) paşii au fost de 0,05 grd, iar impulsurile s-au cumulat, pe cîte 4 min. Datele au fost preluate de un imprimator numeric. Trasînd pe diagrame valorile intensităţii impulsurilor înregistrate de imprimator, în funcţie de unghiul de difracţie 2θ, rezultă profilele reflexelor; pentru prelucrarea corectă în continuare, se extrage fondul, aducîndu-se originile curbelor pe axa absciselor.

Figura 2 reprezintă profilul reflexelor (002) şi (004) astfel obţinute, pentru cocs de petrol şi cocs brichete ICEM, ambele calcinate la 2 600°C, precum şi pentru un grafit natural.

Pe aceste profile s-au citit intensităţile relative, deoparte şi de alta a maximului, într-un pas convenabil ales (de obicei 2 mm = 0,01 grd). Valorile s-au ordonat luîndu-se un interval de cîte 90 puncte deoparte şi de alta a maximului (la extreme s-au adăugat puncte de valoare zero, pentru a completa totalul de 181 puncte); tabela 2 prezintă rezultatele obţinute.

Pentru dezvoltarea seriilor Fourier şi prelucrarea funcţiilor $h(x)$ şi $g(x)$, conform relaţiei (1), în vederea obţinerii funcţiei corectate $f(x)$, s-au suprapus punctele etalonului cu cele ale probei, pentru fiecare reflex în parte, cu maximum peste maximum şi, pe baza unui program de calcul adecvat, s-au determinat coeficienţii Fourier ai celor trei funcţii; s-a lucrat la un calculator EL × 8 Siemens.

Coeficienţii Fourier ai funcţiei corectate $f(x)$, pentru fiecare reflex de ordinul (l), sînt consideraţi de Warren şi Averbach [6], [7] drept produse a doi coeficienţi şi anume coeficientul mărimii particulei A_n^T şi coeficientul de deformare $A_n^V(l)$:

$$A_n(l) = A_n^T \cdot A_n^V(l) \tag{2}$$

Coeficienţii mărimii particulei sînt independenţi de ordinul reflexului şi rezultă din relaţia:

$$A_n^T = 1 - n/\overline{N}_c, \tag{3}$$

în care:

n este armonica seriei Fourier;

$\overline{N}_c$ — numărul mediu de celule de înălţime a, în cristalită, pe direcţia c.

În sistemul de coordonate A_n^T şi n, dreapta trasată prin primele 5 — 10 puncte ale coeficienţilor Fourier „normaţi" (corectaţi) va intersecta abscisa n la valoarea $\overline{N}_c$ $(n = \overline{N}_c)$.

În aceste condiţii, înălţimea medie a cristalitei $\overline{L}_c$, conform schematizării din figura 3, se poate deduce din expresia:

$$\overline{L}_c = \overline{N}_c \cdot a \tag{4}$$

Valoarea constantei a (înălţimea în Å a unei celule elementare) s-a calculat după Kochendőrfer şi Wolfstieg [8]:

$$a = \frac{\lambda}{4(\sin\theta_m - \sin\theta_0)}, \tag{5}$$

unde:

λ este lungimea de undă (1,54178);

θ_m — poziţia unghiului finalului curbei;

θ_0 — poziţia unghiului maximului.

Din coeficienţii Fourier şi pe baza relaţiilor (4) şi (5) s-au calculat, pentru cocsul de petrol şi cocsul brichete din cocs de petrol şi smoală, calcinate la 2 600°C, valorile reprezentînd numărul mediu de celule din cristalită şi dimen-

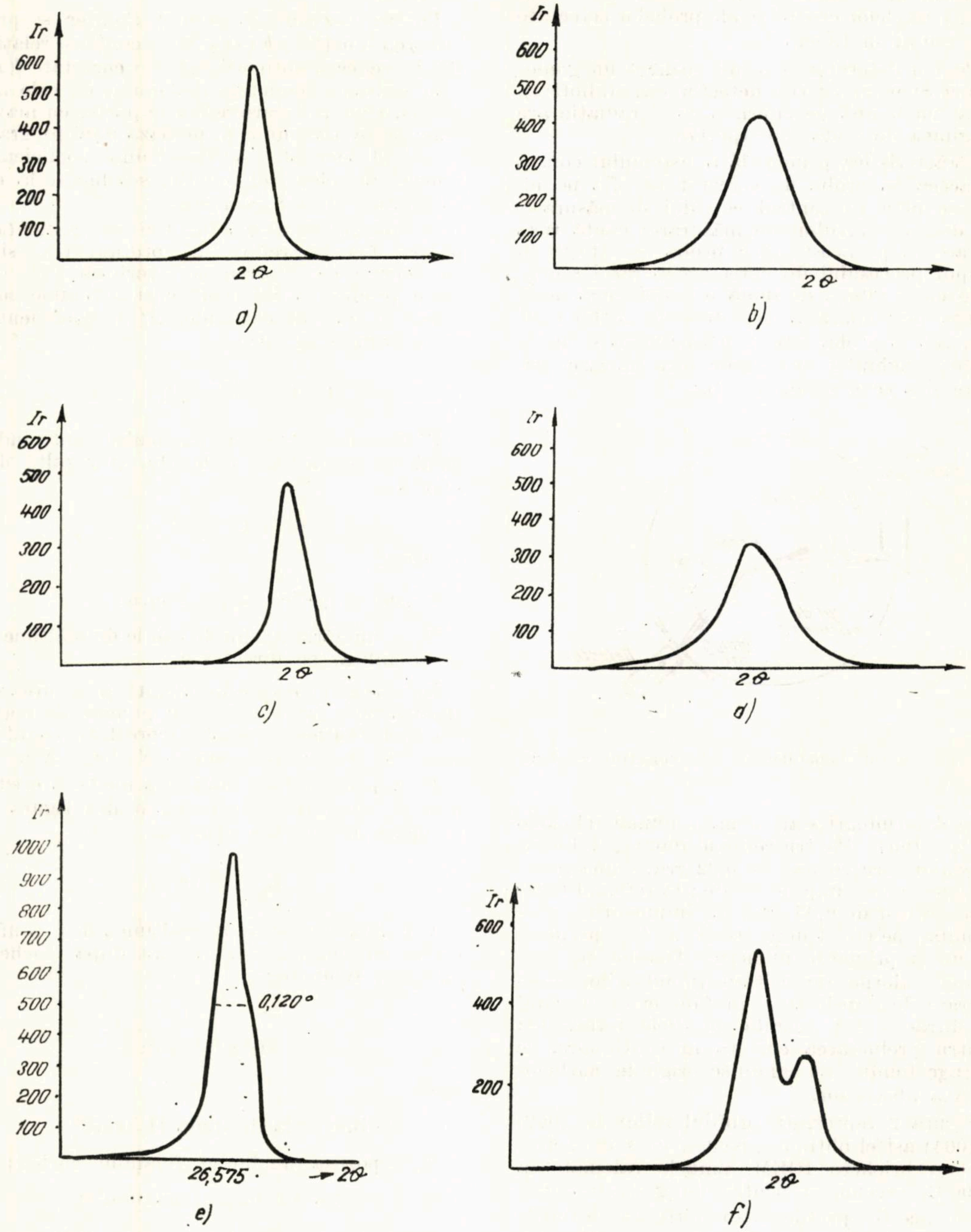


Fig. 2. Profilul reflexelor (002) şi (004) pentru : cocs de petrol calcinat la 2 600°C: *a*—(002); *b*—(004); cocs brichete calcinat la 2 600°C: *c*—(002); *d*—(004); un grafit natural (substanţă etalon): *e*—(002); *f*—(004).

INTENSITĂŢI RELATIVE PE PROFILELE (002) ŞI (004)

Tabela 2

Reflex (002) cocs de petrol

0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 1 1 1 1 1 2 2 2 2 2 2 2 3 3 3 3
4 4 4 4 5 5 6 6 6 7 7 8 8 9 10 10 11 12 13 15 16 17 19 21 22 24 26
28 31 34 38 42 46 51 56 62 68 75 82 91 100 111 125 142 172 210 250 285 330
376 416 460 505 548 560 580 586 591 593 591 566 510 452 404 360 320 280 240
200 166 140 115 96 82 72 62 53 47 42 38 34 31 28 26 23 21 20 18 16 15 14
12 11 10 9 8 8 7 6 6 5 5 4 4 4 3 3 2 2 2 1 1 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0

Reflex (004) cocs de petrol

0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 1 1 2 2 2 3 4 4 4 5 5 6 6 7 7 7 8 8 9 10
11 12 13 14 16 17 18 20 22 24 26 28 30 33 36 39 42 44 48 51 54 57 61 65
68 72 77 81 86 91 97 102 108 115 121 129 138 147 155 164 182 195 212 227 240
257 272 287 301 316 331 346 360 372 384 394 403 411 413 412 411 410 408 403
395 386 378 369 359 347 335 323 310 295 280 265 250 235 220 205 192 178 165
150 135 121 110 99 90 81 73 66 60 55 50 46 42 38 34 31 28 26 24 21 19 17
15 13 12 10 9 8 7 6 5 4 4 3 3 2 2 2 1 1 1 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0

Reflex (002) cocs brichete

0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
1 1 1 2 2 2 2 2 3 3 3 4 4 4 5 5 6 6 7 7 8 8 8 9 10 11 12 14 15 17
19 21 23 25 28 31 35 40 45 50 55 62 70 80 94 113 130 148 167 192 230 260
300 335 380 428 460 466 468 467 460 445 422 395 368 338 308 276 245 236 183
156 133 116 100 88 75 65 55 47 40 34 30 25 21 17 15 12 10 9 7 6 5 5 4
4 3 3 2 2 2 1 1 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0

Reflex (004) cocs brichete

0 0 0 0 0 0 1 1 2 2 2 3 3 4 4 5 5 6 6 7 7 8 8 9 10 10 11 12 13 14
14 15 16 17 18 20 21 22 23 24 26 28 29 30 32 34 35 36 38 40 42 44 46 48
50 52 54 56 59 62 65 68 72 76 80 86 92 98 106 114 122 132 142 152 160 170
180 190 200 212 225 240 254 268 280 294 306 318 330 334 335 334 332 330 328
180 190 200 212 225 240 254 268 280 294 306 318 330 334 335 334 332 330 328
325 321 317 312 307 302 294 288 281 272 262 252 241 230 218 205 192 176 160
147 132 120 111 103 96 89 83 78 73 68 62 58 54 50 46 43 40 37 34 32 29 27
26 24 22 20 19 18 17 16 15 14 13 12 12 11 11 10 10 9 9 8 8 8 7 7 7 6 6
6 5 5 5 4 4 3 3 3 2 2 2 1 1 1 0 0

Reflex (002) grafit natural

0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 1 1 1 1 2 2 3 3 4 4 5 5 6 7 7 8 10 12 13 15 16 17
18 19 20 23 26 28 31 36 42 47 52 58 65 75 83 100 115 140 170 225 280 380
485 580 682 790 887 930 1000 955 865 710 585 550 510 450 400 380 167 105 63
48 34 25 20 15 12 10 8 6 5 5 4 4 3 3 2 2 1 1 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0

Reflex (004) grafit natural

0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 1 1 1 1 1
2 2 2 2 2 3 3 3 3 3 4 4 4 4 4 5 5 5 5 5 6 6 6 7 8 8 8 9 10 11 12
13 14 15 16 17 18 20 22 25 28 33 38 41 51 60 74 88 108 136 168 208 259
312 370 428 488 520 535 518 480 421 362 312 258 212 198 200 208 228 252 268
272 264 254 224 198 156 116 84 64 50 38 32 27 22 18 16 13 11 10 9 8 8 7
7 6 6 5 5 5 5 4 4 4 4 4 3 3 3 3 2 2 2 2 2 2 1 1 1 1 0 0 0 0 0 0
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0

siunile medii ale cristalitelor, după Warren-Averbach (tabela 3).

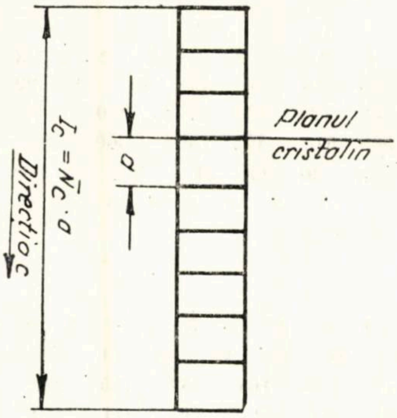


Fig. 3. Model de cristalită compusă din celule elementare.

Mărimea cristalitelor pe baza analizei Warren-Averbach este dată în tabela 3.

Tabela 3

Caracteristica	Cocs de petrol	Cocs brichete
Înălţimea celulei elementare a, Å	25,26	
Numărul mediu de celule din cristalită $\overline{N_c}$	16,30	14,75
Mărimea cristalitei după Warren-Averbach $\overline{L}_{cWA}$, Å	412	373

Aceste date, comparate cu cele din tabela 1, scot în evidenţă faptul că dimensiunea cristalitei, rezultată din analiza Warren-Averbach, este mai mică decît cea determinată prin metoda Scherrer.

Întradevăr, metoda Scherrer (măsurarea lăţimii profilului la jumătatea înălţimii) exclude contribuţia cristalitelor mici, favorizînd evidenţierea contribuţiei cristalitelor mari; din acest motiv valoarea dimensiunii medii a cristalitei, determinată prin metoda Warren-Averbach, este mai reală, dat fiind că în calcul se ia în considerare întregul profil al reflexului.

Revenind la coeficienţii Fourier ai funcţiei $f(x)$, conform relaţiei (8), cel de-al doilea factor al produsului este coeficientul de deformare A_n^V (l), dependent de ordinul reflexului (l) şi avînd expresia:

$$A_n^V\ (l) = e^{-2\pi^2 l^2 < Z_n^2 >} \qquad (6)$$

Acest coeficient conţine aşa-numita deformare medie pătratică a reţelei $<Z_n^2>$, indicator al defectelor de reţea.

Introducînd expresia coeficientului de deformare în relaţia (2) şi logaritmînd-o, se obţine ecuaţia:

$$\ln A_n\ (l) = \ln A_n^T - 2\pi^2\ l^2\ \langle Z_n^2 \rangle \qquad (7)$$

Pentru rezolvarea acestei ecuaţii cu două necunoscute (termenul A_n^T şi deformarea Z_n^2), se folosesc coeficienţii Fourier A_n (l) pentru cele două reflexe (002) şi (004). Calculul se efectuează la un calculator electronic. S-au obţinut astfel seriile de deformări medii pătratice, la diferite armonici Fourier n care pentru cocsul de petrol şi cocsul brichete din cocs de petrol şi smoală au valorile din tabela 4. Deformările medii pătratice $<Z_n^2>$ sînt date în tabela 4.

Tabela 4

Armonica Fourier, n	Cocs de petrol, 2 600°C	Cocs brichete, 2 600°C
1	$3{,}72 \cdot 10^{-4}$	$7{,}10 \cdot 10^{-4}$
2	$14{,}28 \cdot 10^{-4}$	$20{,}40 \cdot 10^{-4}$
3	$27{,}27 \cdot 10^{-4}$	$29{,}88 \cdot 10^{-4}$
4	$39{,}52 \cdot 10^{-4}$	$44{,}00 \cdot 10^{-4}$
5	$54{,}50 \cdot 10^{-4}$	$61{,}00 \cdot 10^{-4}$

Din panta α a curbelor trasate în sistemul $<Z_n^2>$ şi n (fig. 4, pentru cocsul de petrol), se obţin valorile medii ale deformării reţelei după Warren-Averbach $<\overline{Z}_n>$:

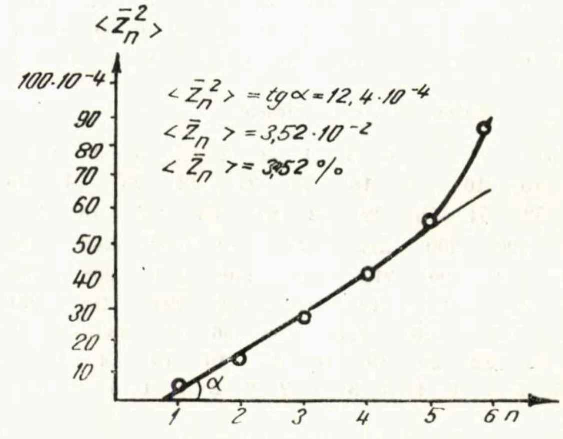


Fig. 4. Calculul deformării medii a reţelei grafitice pentru cocs de petrol calcinat la 2 600°C.

— pentru cocsul de petrol $<\overline{Z}_n> = 3{,}52\%$;

— pentru cocsul brichete $<\overline{Z}_n> = 3{,}59\%$.

Valorile obţinute indică o pondere mică a defectelor de reţea, respectiv un proces avansat de ordonare a planurilor grafitice din materialele cercetate. Întrucît deformările reticulare nu sînt numai un efect al condiţiilor tehnologice ale grafitării, ci şi o reflectare a rigidităţii structurilor în materiile prime iniţiale, rezultă că atît cocsul de petrol, cît şi cocsul brichete din cocs de petrol şi smoală sînt substanţe uşor grafitabile, cu elemente structurale mobile, capabile să se orienteze în ansambluri cristaline grafitice practic perfecte.

Totodată, ţinînd cont de faptul că, aşa cum a arătat analiza Scherrer [2], smoala calcinată are un grad de grafitare mai scăzut şi o cristalită mai mică, diferenţele neesenţiale dintre deformările de reţea ale cocsului de petrol şi ale amestecului cocs de petrol — smoală, confirmă existenţa unei interacţiuni între liant şi materialul de bază în procesul de formare a structurii grafitoide a cocsului brichete ICEM.

În acest fel, analiza Warren-Averbach, pe baza unui mare volum de prelucrări de date, permite o caracterizare foarte fină şi precisă a structurii cristaline a produselor grafitice atît din punct de vedere al dimensiunilor reale ale cristalitelor, cît şi al ponderii defectelor de reţea în ansamblul structurii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Neff H. *Grundlagen und Anwendung der Röntgen — Feinstruktur — Analyse.* München, Verlag R. Oldenbourg, 1962.

[2] Ştefănescu I. *Cercetarea procesului de formare a structurii cocsului brichete cu ajutorul microscopiei şi difracţiei razelor Roentgen.* Buletinul Institutului politehnic — Bucureşti, nr. 5, 1970.

[3] Houska C.R. şi Warren B.E. *X — ray study of the graphitization of carbon black,* Journal of applied physics, vol. 25, nr. 12, 1954, p. 1503—1509.

[4] Christu N. *Charackterisierung von Kohlenstoff und Graphit durch Analyse der (001) — Gitter — reflexe.* Disertaţie, Universitatea Karlsruhe, 1967.

[5] Stokes A.R. *A numerical Fourier — analysis method for the correction of widths and shapes of lines on X — ray photographs.* Proc. Phys. Soc., Londra, 61, 1948, p. 382—391.

[6] Warren B.E. şi Averbach B.L. *The separation of cold — work distortion and particle size broadening in X — ray patterns.* Journal of applied physics, nr. 4, vol. 23, 1952, p. 497.

[7] Warren B.E. şi Averbach B.L. *The effect of cold — work distortion on X — ray patterns,* Journal of applied physics, nr. 6, vol. 21, 1950, p. 595—599.

[8] Kochendörfer A. şi Wolfstieg U. *Über die Ermittlung von Gitterstörungen aus der Form der Roentgenlinien.* Zeitschrift für Elektrochemie 61, nr. 1, 1957, p. 83—96.

CĂRŢI NOI APĂRUTE ŞI ÎN CURS DE APARIŢIE

Ivanova V. S. şi *Gordienko L. K.*

NOVIE PUTI POVISENIIA PROCINOSTI METALLOV

(Noi căi de creştere a rezistenţei metalelor)

Londra, Ed. Iron and Steel Institute

Bogdandy L. şi *Engell H.*

DIE REDUKTION DER EISENERZE

(Reducerea minereurilor de fier)

Berlin, Springer Verlag, 1967

STEEL SPECIFICATIONS

(Condiţiile tehnice speciale ale oţelurilor)

Bruxelles, Ed. Inter-Aciers

Sharp J. D.

ELECTRIC STEELMAKING

(Elaborarea pe cale electrică a oţelului)

Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

STEELS IN MODERN INDUSTRIES

(Oţelurile în industria modernă)

Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

Fischer O.

PRAKTISCHE WÄRMEBEHANDLUNG

(Tratament termic practic)

Hagen, Verband Deutscher Gesenkschmieden, 1968

Honeycombe R. W. K.

THE PLASTIC DEFORMATION OF METALS

(Deformarea plastică a metalelor)

Londra, Ed. Edward Arnold, 1968

Böhm H.

EINFÜHRUNG IN DER METALLKUNDE

(Introducere în metalografie)

Ed. Bibliographisches Institut AG., Mannheim (R.F.G.), 1968

Hasiquti R. R.

PATTICE DEFECTS AND THEIR INTERACTIONS

(Defectele din reţelele cristaline şi influenţele lor reciproce)

New York, 1967, Ed. Gordon and Breach Science Publishers

Michel Kurt

DIE WISSENSCHAFTLICHE UND ANGEWANDTE PHOTOGRAPHIE. BD. X: DIE MIKROPHOTOGRAPHIE

(Fotografia ştiinţifică şi aplicată. Vol. X : Microfotografia)

Ed. Springer, 1967

Harocopos B.

PRINCIPLES OF STRUCTURAL METALLURGY

(Principiile metalurgiei structurale)

Londra, Ed. Iliffe Books Ltd.

WELDED WIRE

(Sîrmă sudată)

Wasington DC 20016, Wire Reinforcement Institute, Dept. 265, 5034 Wisconsin Ave., N. W.

Hove J. E. şi *Rilley W. C.*

MODERN CERAMICS: SOME PRINCIPLES AND CONCEPTS

(Ceramica modernă : cîteva principii şi concepţii)

New York, Ed. John Willey and Sons, 1965

Influenţa tratamentului termomagnetic asupra corelaţiei dintre proprietăţile magnetice şi mecanice ale oţelului OLC 45

Ing. C. CIUCĂ
Institutul politehnic – Galaţi

CZ 621.787 :539.4 :538.6 :669.15−194

L'INFLUENCE DU TRAITEMENT THÈRMOMAGNÉTIQUE SUR LA CORRÉLATION ENTRE LES PROPRIÉTÉS MAGNÉTIQUES ET MÉCANIQUES DE L'ACIER OLC 45

On met en évidence un nouvel élément de la corrélation existant entre la structure, les propriétés physiques et mécaniques, tout en constatant l'existence de certains matériaux, qui incluent aussi ceux soumis à un traitement thèrmomagnétique qui, malgré qu'ils présentent une plus petite réserve d'énergie libre, se comportent, du point de vue magnétique, plus durement que le matériel à structure martensitique. En d'autres mots, entre la dureté magnétique et celle mécanique il n'existe pas toujours un parallélisme.

INFLUENCE OF THERMOMAGNETIC TREATMENT UPON THE CORRELATION BETWEEN MAGNETIC AND MECHANICAL PROPERTIES OF OLC 45 STEEL

The paper emphasizes a new element of the relation between texture, physical and mechanical properties, pointing out the existence of materials, inclusively thermomagnetically treated ones, which, though presenting a greater reserve of free energy, have a higher magnetic hardness than those with martensitic texture. In other words, there is not allways a parallelism between magnetic and mechanical hardness.

La materialele feromagnetice problema stabilirii dependenţei dintre proprietăţile fizice şi mecanice prezintă o mare importanţă practică deoarece aceasta stă la baza diferitelor metode structuroscopice, destinate controlului structurii şi proprietăţilor mecanice [1]. Aceste metode se bazează pe legătura care există între o mărime magnetică (forţa coercitivă, inducţia remanentă sau permeabilitatea magnetică) şi structură [2].

În acest sens s-a stabilit că, abaterile de la starea de echilibru termodinamic (tensiuni în reţea, datorită ecruisării sau transformărilor de fază, mărunţirea grăunţilor cristalini etc.) provoacă totdeauna o creştere a forţei coercitive [3], [4].

În cazul tratamentelor termomagnetice, în comparaţie cu tratamentele termice obişnuite are loc şi orientarea vectorilor de magnetizare după direcţia cîmpului magnetic exterior, ceea ce duce la apariţia unei texturi magnetice şi, deci, la modificarea proprietăţilor fizice şi mecanice ale materialului supus acţiunii cîmpului magnetic [3].

Deoarece în literatura de specialitate lipsesc datele în legătură cu influenţa structurii şi texturii magnetice asupra corelaţiei dintre proprietăţile magnetice şi mecanice ale oţelului OLC 45, în cele ce urmează se prezintă rezultatele cercetărilor efectuate în acest sens.

Motivul hotărîtor care a determinat acest studiu a fost acela de a se stabili în ce condiţii o mărime magnetică poate fi luată în considerare la aprecierea unei proprietăţi mecanice. În acelaşi timp s-au precizat şi condiţiile în care aparatele destinate structuroscopiei măsoară de obicei mărimi proporţionale cu una din caracteristicile fizice ale materialului din care sînt executate piesele.

Metoda de lucru. Pentru determinarea corelaţiei dintre proprietăţile magnetice şi mecanice s-a folosit o schemă permeametrică de compensare, reprezentată în figura 1. Schema dispune de doi traductori formaţi fiecare dintr-o înfăşurare primară S_1, respectiv S_1', şi una secundară S_2, respectiv S_2'. Înfăşurările primare sînt legate în serie şi alimentate de la o sursă de curent alternativ de frecvenţă industrială, iar înfăşurările secundare sînt conectate în opoziţie, în serie cu un oscilograf [1].

În timpul cercetărilor într-un traductor s-a introdus ca etalon de compensare o epruvetă călită complet la martensită, iar în cel de-al doilea traductor s-au introdus succesiv epruvetele analizate.

Deoarece deflecţia orizontală nu este o bază de timp, iar semnalul ce determină deflecţia verticală reprezintă diferenţa dintre tensiunea electromotoare din bobina de măsurare şi cea de compensare (fig. 1) rezultă că, pe ecranul oscilografului va apărea corelaţia dintre cele două mărimi sub forma unei curbe, ale cărei particularităţi depind de starea structurală a materialului de analizat (fig. 2). Cu alte cuvinte, avînd în vedere condiţiile de lucru ale oscilografului, pe ecran apare diferenţa a două curbe Lissajou care, împreună cu una dintre proprietățile mecanice, duritatea, sînt luate în considerare la stabilirea dependenței dintre proprietățile magnetice și mecanice.

Pregătirea materialului pentru experimentare. Pentru obținerea unor rezultate concludente în privința influenței tratamentului termomagnetic asupra corelației dintre proprietățile magnetice și mecanice, oțelul OLC 45 a fost supus și unor tratamente termice de control, pentru a se obține o mare varietate de structuri. Tratamentele termice s-au ales astfel încît, prin aplicarea lor să se obțină atît materiale omogene structural, cît și materiale cu o anumită distribuție a structurilor și proprietăților pe axă.

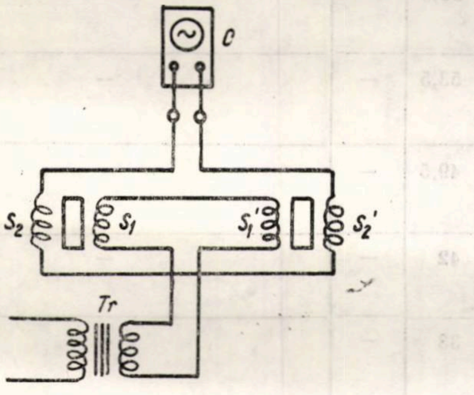


Fig. 1. Schema permeametrică de compensare, utilizată la compararea tensiunilor electromotoare din traductorii în care se află piesa etalon și piesa de comparat.

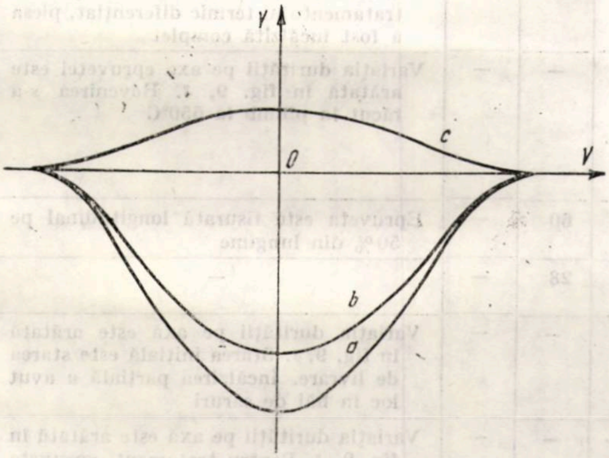


Fig. 2. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *1* (curba *a*), *2* (curba *b*) și *3* (curba *c*).

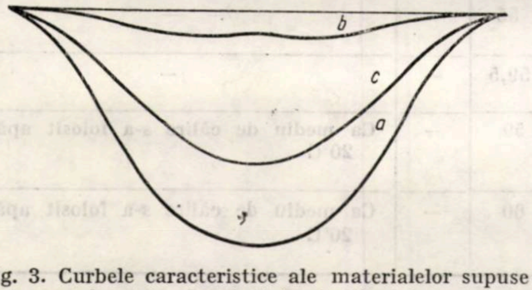


Fig. 3. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *4* (curba *a*), *7* (curba *b*) și *9* (curba *c*).

În primul caz tratamentele termice s-au ales astfel încît, în timpul descompunerii directe a austenitei subrăcite, prin mecanismul modificării gradului de subrăcire, să se obțină toate structurile caracteristice oțelului carbon [5], [6], [7].

În cel de-al doilea caz, materialele au fost supuse diferitelor tratamente termice diferențiate. În lucrare s-a mai luat în considerare și influența revenirii la diferite temperaturi ale materialului călit la martensită asupra formei curbelor de pe ecranul oscilografului.

Tratamentele termice, condițiile aplicării acestora, precum și rezultatele obținute sînt arătate în tabela 1 și în figurile 2—9. Materialul folosit a avut următoarea compoziție chimică: 0,47%C; 0,54% Mn; 0,20% Si; 0,029% S; 0,026% P.

La alegerea formei și a dimensiunilor epruvetelor s-a ținut seamă de călibilitatea oțelului care, în cazul materialului folosit, este destul de redusă (diametrul critic real fiind de 9 mm). Din necesitatea asigurării unui cîmp magnetic omogen și simetric, pentru experimentare s-au folosit epruvete cilindrice cu diametrul de 10 mm și lungimea de 60 mm. Pentru a se exclude posibilitatea influențării rezultatelor de apariția stratului defect format

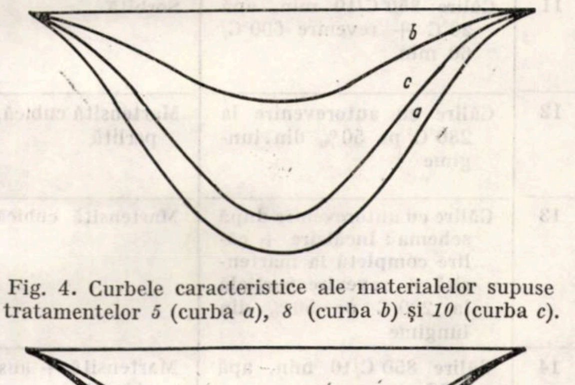


Fig. 4. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *5* (curba *a*), *8* (curba *b*) și *10* (curba *c*).

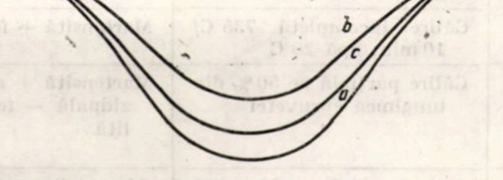


Fig. 5. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *11* (curba *a*), *12* (curba *b*) și *13* (curba c).

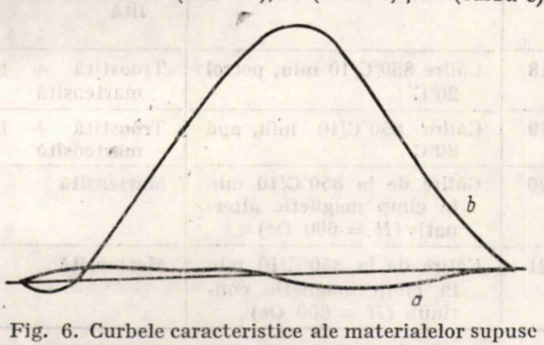


Fig. 6. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *14* (curba *a*) și *15* (curba *b*).

Tabela 1

Nr. tratamentului termic	Tratamentul termic	Structura	Duritatea		Observaţii
			HRC	HRB	
1	Netratat termic	Ferită + perlită	—	61	—
2	Normalizare 850 °C/10 min, aer	Ferită + perlită	—	68	—
3	Călire 850°C/10 min, ulei 30°C	Troostită + bainită + martensită	56,5	—	—
4	Recoacere 600°C/60 min	Ferită + perlită	—	60	—
5	Recoacere 900°C/10 min, răcire în cuptor	Ferită + perlită	—	58	Recoacere în atmosferă protectoare (Argon)
6	Călire 850°C/10 min, apă 20°C	Martensită + austenită reziduală	60,5	—	—
7	Călire 850°C/10 min, apă 20°C + revenire 150°C/60 min	Martensită cubică + austenită reziduală	58,5	—	—
8	Călire 850°C/10 min, apă 20°C + revenire 300°C/60 min	Martensită cubică	53,5	—	—
9	Călire 850°C/10 min, apă 20°C + revenire 400°C/60 min	Amestec ferito-carburic dispers	49,5	—	—
10	Călire 850°C/10 min, apă 20°C + revenire 500°C/60 min	Amestec ferito-carburic	42	—	—
11	Călire 850°C/10 min, apă 20°C + revenire 600°C/60 min	Sorbită	33	—	—
12	Călire cu autorevenire la 280°C pe 50 % din lungime	Martensită cubică, ferită + perlită	—	—	Variaţia durităţii pe axa epruvetei este arătată în fig. 9,*2*. În vederea aplicării tratamentului termic diferenţiat, piesa a fost încălzită complet
13	Călire cu autorevenire după schema : încălzire + călire completă la martensită + revenire parţială la 200°C pe 50 % din lungime	Martensită cubică, sorbită	—	—	Variaţia durităţii pe axa epruvetei este arătată în fig. 9, *3*. Revenirea s-a făcut în plumb la 550°C
14	Călire 850°C/10 min, apă 20°C	Martensită + austenită reziduală	60	—	Epruveta este fisurată longitudinal pe 50 % din lungime
15	Călire incompletă 735°C/10 min, apă 20°C	Martensită + ferită liberă	28	—	—
16	Călire parţială pe 50 % din lungimea epruvetei	Martensită + austenită reziduală — ferită + perlită	—	—	Variaţia durităţii pe axă este arătată în fig. 9, *4*. Starea iniţială este starea de livrare. Încălzirea parţială a avut loc în băi de săruri
17	Călire parţială pe 50 % din lungimea epruvetei	Martensită + austenită reziduală — ferită + perlită	—	—	Variaţia durităţii pe axă este arătată în fig. 9, *5*. Pentru tratament, epruveta a fost încălzită complet în băi de săruri (860°C/10 min)
18	Călire 850°C/10 min, petrol 20°C	Troostită + bainită + martensită	55	—	—
19	Călire 850°C/10 min, apă 80°C	Troostită + bainită + martensită	59,5	—	—
20	Călire de la 850°C/10 min în cîmp magnetic alternativ (*H* = 600 Oe)	Martensită	59	—	Ca mediu de călire s-a folosit apă la 20°C
21	Călire de la 850°C/10 min în cîmp magnetic continuu (*H* = 600 Oe)	Martensită	60	—	Ca mediu de călire s-a folosit apă la 20°C

În cazul tratamentelor termice 2, 3, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 14, 18 şi 19, încălzirea epruvetelor a avut loc în băi de săruri (2% NaCN).

prin prelucrarea mecanică a epruvetelor, tratamentul termic s-a aplicat după prelucrarea mecanică completă (exceptînd epruvetele extrase din materialul în stare de livrare). De asemenea, în scopul asigurării unor condiţii riguroase de lucru privind compoziţia chimică, natura metalurgică a materialului folosit, grăuntele ereditar etc., toate epruvetele au fost extrase dintr-o singură bară.

Rezultate obţinute. O privire de ansamblu asupra curbelor caracteristice de pe ecranul oscilografului arată că, după formă, curbele sînt simetrice sau asimetrice. Curbele simetrice (fig. 2—5) corespund în general materialelor omogene atît pe secţiune, cît şi pe axa epruvetelor. De la această regulă fac excepţie materialele supuse tratamentelor termice diferenţiate 12 şi 13 (tabela 1) care, deşi nu sînt omogene structural, prezintă totuşi o curbă simetrică. De aici rezultă că, în cazul tratamentelor 1—13 diferenţele structurale pot fi evidenţiate numai luînd în considerare valoarea instantanee a amplitudinii, într-una din porţiunile alese în prealabil a curbei diferenţei de potenţial, de pe ecranul oscilografului.

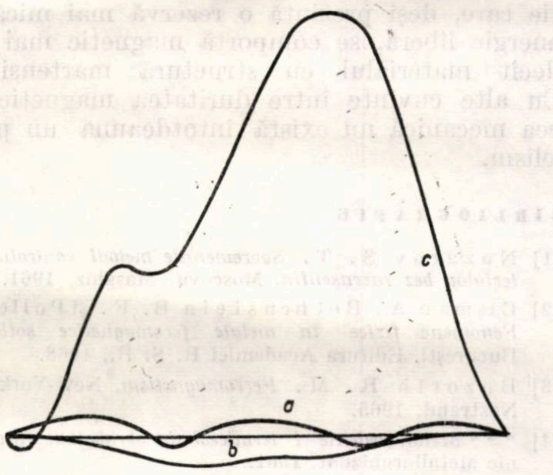


Fig. 7. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *16* (curba *a*), *17* (curba *b*) şi *20* (curba *c*).

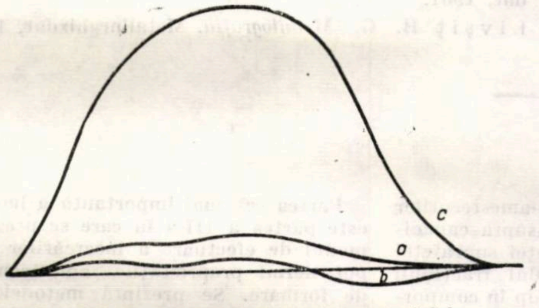


Fig. 8. Curbele caracteristice ale materialelor supuse tratamentelor *18* (curba *a*), *19* (curba *b*) şi *21* (curba *c*).

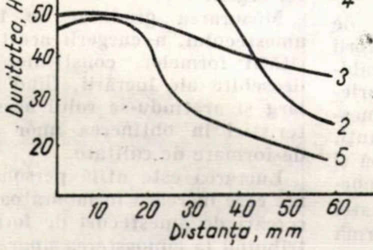


Fig. 9. Variaţia durităţii pe axa epruvetelor supuse tratamentelor termice diferenţiate *12* (curba *2*), *13* (curba *3*), *16* (curba *4*) şi *17* (curba *5*).

În cazul tratamentelor termice 14—19, precum şi a tratamentelor termomagnetice 20 şi 21, se obţin numai curbe asimetrice, specifice tratamentelor aplicate.

La materialul analizat şi în condiţiile de lucru expuse, lucrarea pune în evidenţă existenţa a trei tipuri de curbe caracteristice, după cum acestea sînt plasate deasupra orizontalei, sub orizontală sau de o parte şi de alta a acesteia.

Imaginea de ansamblu a tuturor cazurilor analizate arată că, în general, cînd piesa de comparaţie este călită obişnuit la martensită, celorlalte stări structurale le corespund curbe plasate sub orizontală, amplitudinea acestora fiind cu atît mai mare, cu cît potenţialul termodinamic al materialului este mai scăzut.

Deosebit de semnificativ în acest sens este cazul tratamentelor de călire la martensită şi revenire la diferite temperaturi. Din comparaţia figurilor 3, *b* ; 3, *c* ; 4, *b* ; 4, *c* şi 5, *a* se vede că, cu cît temperatura de revenire este mai mare, cu cît materialul se apropie deci mai mult de starea de echilibru termodinamic, cu atît amplitudinea curbei este mai mare. În acest caz, între amplitudinea curbei şi proprietăţile mecanice se poate stabili o legătură biunivocă.

În cazul tratamentelor termomagnetice (fig. 7, *c* şi 8, *c*) se observă o abatere de la regula generală arătată mai sus. În acest caz, deşi duritatea materialului supus tratamentului termomagnetic este comparabilă cu a etalonului, curba este plasată deasupra orizontalei.

Din analiza tabelei 1 se observă că mai există cîteva situaţii în care nu se respectă regula generală. Astfel, în cazul tratamentelor 3, 18 şi 19, cînd structura este formată din martensită şi produsele descompunerii prin difuziune a austenitei, curbele sînt plasate deasupra orizontalei. În aceste cazuri este de remarcat că, în general, cu cît duritatea este mai mică, cu atît amplitudinea curbei este mai mare.

În această situaţie, amplasarea curbelor deasupra orizontalei nu poate fi explicată numai prin aceea că, oţelul, neavînd austenită reziduală, va avea în raport cu oţelul călit (martensită tetragonală + austenită reziduală) o permeabilitate magnetică mai mare. Într-adevăr, din tabela 1 se observă că, revenirea oţelului la temperaturi la care austenita reziduală se transformă în martensită cubică nu duce la modificarea formei curbei caracteristice.

Din punctul de vedere al corelației dintre structură și forma curbelor caracteristice este de remarcat faptul că, în cazul unor tratamente termice diferite (1, 4, 5; 2, 13; 10, 11; 14, 19 și 3, 18) (tabela 1) curbele prezintă caracteristici calitative și cantitative foarte apropiate, în cadrul fiecărei grupe existînd structuri de același tip, cu excepția tratamentelor 2 și 13 unde există diferențe structurale mari.

Dacă se iau în considerare proprietățile mecanice (duritatea) se observă că numai în cadrul grupei 3, 18 unor proprietăți mecanice apropiate le corespund curbe apropiate, în timp ce la grupele 7, 17; 12, 13 și 2, 13 unde proprietățile sau distribuțiile acestora sînt diferite, curbele sînt foarte apropiate.

În ceea ce privește tratamentul termomagnetic (tratamentele 20 și 21), în condițiile de lucru expuse, se observă că deși diferențele structurale sînt neglijabile, iar duritățile sînt foarte apropiate, curbele caracteristice prezintă mari diferențe calitative și cantitative.

Aceste constatări impun ca la stabilirea corelației dintre curbele caracteristice și proprietățile mecanice să se ia în considerare atît factorul structural, cît și tratamentul termic. Cu alte cuvinte, numai în cazul unor tratamente de masă, unde tehnologia de tratament termic este aceeași pentru toate piesele, informațiile aparatului pot servi la aprecierea directă a proprietăților mecanice sau structurii.

Din analiza tuturor rezultatelor obținute în privința influenței tratamentului termomagnetic asupra corelației dintre proprietățile magnetice și mecanice ale oțelului OLC 45 se desprind anumite concluzii.

Pentru a stabili o legătură între proprietățile mecanice și cele magnetice, cu scopul folosirii acesteia în structuroscopie, este necesară luarea în considerare a factorului structural.

În condițiile de lucru expuse între caracteristicile fizice și mecanice considerate nu există o dependență liniară.

Lucrarea pune în evidență un element nou al corelației dintre structură, proprietățile fizice și mecanice, reliefîndu-se existența unor materiale, inclusiv cele tratate termomagnetic care, deși prezintă o rezervă mai mică de energie liberă, se comportă magnetic mai dur decît materialul cu structură martensitică. Cu alte cuvinte între duritatea magnetică și cea mecanică nu există întotdeauna un paralelism.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nazarov S. T. *Sovremennie metodi controlia materialov bez razrușeniia.* Moscova, Mașghiz, 1961.

[2] Cișman A., Rothenstein B. F. și Polici A. *Fenomene fizice în metale feromagnetice solicitate.* București, Editura Academiei R. S. R., 1968.

[3] Bozorth R. M. *Ferromagnetism,* New-York, Van Nostrand, 1965.

[4] * * * *Metallovedenie i termiceskaia obrabotka.* Spravocinic Metallurghizdat, 1961.

[5] Blanter M. E. *Fazovie prevrasceniia pri termiceskoi obrabotke stali.* Metallurghizdat, 1962.

[6] Steinberg S. S. *Metallovedenie.* Metallurghizdat, 1961.

[7] Livșiț B. G. *Metallografia.* Metallurghizdat, 1963.

RECENZIE

F. Hofmann și O. Hikl. Handbuch des Formsandlaboranten Schaffhauen. *Georg Fischer A.G. 1963, 118 pag.*

Apariția noilor lianți și a procedeelor moderne de obținere a formelor și miezurilor a impus studierea proprietăților materialelor propuse a fi utilizate în comparație cu materialele clasice, folosite în turnătorii. Încercările comune efectuate în laboratoarele de amestecuri de formare au devenit insuficiente, iar multe cercetări s-au îndreptat în direcția perfecționării încercărilor amestecurilor de formare și a efectuării de probe care să poată reprezenta cît mai bine modul de comportare al acestor amestecuri, la turnarea aliajului lichid, precum și proprietățile lor.

Ca urmare s-a dezvoltat tehnica măsurărilor proprietăților amestecurilor de formare și a materialelor din care se prepară acestea, rolul laboratoarelor de încercare devenind din ce în ce mai important.

În partea I a lucrării se prezintă influența mărimii și formei granulelor de nisip asupra proprietăților amestecurilor de formare și în special asupra capacității de îndesare și a fineței suprafeței de turnare. Se arată rolul fracțiunii de bază a granulelor de nisip în comportarea amestecurilor în timpul formării, precum și influența compoziției mineralogice a nisipului asupra proprietăților lor. Se insistă asupra importanței permeabilității amestecurilor și a factorilor care o influențează, arătîndu-se efectul procesului de îndesare asupra proprietăților amestecurilor.

În partea a II-a autorii se ocupă de principalii lianți utilizați în turnătorii și de procedeele de formare cu aplicabilitate largă. Astfel se descriu proprietățile argilelor, a bentonitelor și a amestecurilor preparate cu acești lianți. Se arată influența proporțiilor de apă și argilă asupra proprietăților și comportarea amestecurilor cu argilă la uscare. Lianții organici sînt tratați într-o formă mai succintă și mai incompletă, iar procedeele care utilizează acești lianți sînt numai enumerate.

Partea cea mai importantă a lucrării este partea a III-a în care se prezintă modul de efectuare a încercărilor care pot defini proprietățile amestecurilor de formare. Se prezintă metodele de determinare a conținutului de carbonat, de calciu, apă, adaosurilor diferite din nisipuri, precum și metodele de stabilire a suprafeței specifice, a mărimii granulelor și a formei acestora. Se arată modul de cercetare a comportării la cald a amestecurilor de formare și a lianților argiloși.

Măsurarea gradului de îndesare a amestecului, a curgerii acestuia, a durității formelor, constituie preocupări deosebite ale lucrării, fiind tratate pe larg și arătîndu-se rolul acestor caracteristici în obținerea unor amestecuri de formare de calitate.

Lucrarea este utilă personalului tehnic care lucrează în laboratoarele de încercări de amestecuri de formare, contribuind la cunoașterea unor metode de determinare a caracteristicilor lor.

Dr. ing. *E. Cohn*

Cercetări privind tragerea la rece a țevilor din oțel carbon, sub influența ultrasunetelor

Ing. O. DRĂGAN, ing. D. CIOVICĂ,
ing. M. IVAN,
Institutul de cercetări metalurgice

ing. E. SEGAL și ing. H. VOINESCU
Uzina „Republica" – București

CZ 669. 018. 26 : 621. 774. 372 : 66. 084

RECHERCHES CONCERNANT L'ÉTIRAGE À FROID DES TUBES EN ACIER CARBONE, SOUS L'INFLUENCE DES ULTRASONS

On présente les résultats des recherches effectuées dans la République Socialiste Roumaine, concernant l'étirage à froid, sous l'influence des ultrasons, des tubes en acier carbone.

On est arrivé à la conclusion que l'action des oscillations ultrasoniques influence les caractéristiques plastiques des métaux. Ainsi, au cours des processus de forgeage, d'extrusion, de laminage, d'étirage, d'emboutissage,l'influence des ultrasons est marquée par : l'amoindrissement des forces statiques nécessaires à la déformation, l'accroissement des vitesses d'usinage, la réduction du nombre de phases technologiques, l'amélioration de la qualité des produits.

L'étirage à froid des tubes est le seul processus de déformation plastique auquel on a réalisé, d'une manière pratique, l'application des ultrasons, dans la production (en 1966, en U.S.A.).

Au moyen de ce procédé d'étirage ultrasonique on peut fabriquer des tubes en acier au carbone, l'aire de reduction étant réduite d'environ le double en comparaison avec l'étirage conventionnel, on obtient des tubes à parois minces (au-dessous de 4 mm), les bénéfices de production sont plus grands ce qui a comme résultat que le temps nécessaire à la récupération de l'investition est d'environ 6 mois.

INVESTIGATIONS REGARDING COLD DRAWING OF CARBON STEEL TUBES UNDER THE ULTRASONICS INFLUENCE

The paper presents results of investigations performed in Rumania, regarding cold drawing of carbon steel tubes under the ultrasonics influence.

Conclusion was drawn that ultrasonic oscillations influence plastic properties of metals. Thus, during forging, extrusion, rolling, drawing and deep drawing, influence of ultrasonics manifests itself by : lowering of static forces necessary for deformation, increase of processing speed, decrease in number of operating phases, improved product quality.

Cold drawing of tubes is the only process in plastic deformation to which ultrasonics were applied on industrial scale (1966 in U.S.A.).

Main advantages of ultrasonic drawing are obtained of carbon steel tubes with two times greater a reduction of area than in standard drawing, possibility of manufacturing thin-walled tubes (under 0.4 mm) and benefits increase, so that return of investment may be obtained 6 month.

Generalități

Cercetători din S.U.A., U.R.S.S. și R.F. a Germaniei au ajuns la aceeași concluzie și anume că acțiunea oscilațiilor ultrasonice influențează caracteristicile plastice ale metalelor.

În procesele de forjare, extruziune, laminare, tragere, ambutisare, influența ultrasunetelor este marcată prin următoarele efecte [1] : micșorarea forțelor statice necesare deformării ; creșterea vitezelor de prelucrare ; reducerea numărului fazelor tehnologice ; ameliorarea calității produselor.

După cît se știe, tragerea la rece a țevilor este singurul proces de deformare plastică în care aplicarea ultrasunetelor s-a realizat practic în producție [1]. Astfel, cercetătorii de la „Aeroprojects" Inc. of. West Chester Pa., S.U.A., au realizat, în anul 1966, la filiala din Collegeville Pa. a Companiei Columbia – Summerill, prima instalație industrială de tragere la rece a țevilor în cîmp ultrasonic [2]. Procedeul elaborat la „Aeroprojects", cunoscut și sub numele de sistemul „Sonodraw", se aplică la tragerea țevilor din oțeluri înalt aliate și a altor materiale greu deformabile.

Deoarece în R.S. România producția de țevi trase la rece din oțeluri carbon a luat o mare dezvoltare, s-a considerat oportun să se studieze influența ultrasunetelor asupra procesului de tragere a acestora.

În lucrarea prezentă se expun rezultatele cercetărilor efectuate la Institutul de cercetări metalurgice – București, privind tragerea la rece a țevilor din oțel carbon sub influența ultrasunetelor.

Mecanismul fizic al deformării plastice a metalelor în ajutaje activate ultrasonic

Reducerea forțelor statice de deformare și creșterea vitezelor tehnologice de prelucrare, în cazul utilizării de ajutaje activate ultrasonic, se consideră că este o consecință a reducerii frecării exterioare la suprafața ajutajului, precum și a creșterii gradului de plastifiere a metalului [1]. Deci, tragerea ultrasonică este reprezentată ca un efect de ,,volum'' al ultrasunetelor concomitent cu un efect de suprafață. Aportul cantitativ al reducerii frecării față de creșterea gradului de deformabilitate este încă controversat.

Cercetările au arătat că în cazul utilizării ultrasunetelor, următorii parametri influențează hotărîtor frecarea exterioară [3], [4]: materialul probelor; forța normală aplicată pe suprafața de frecare, viteza de frecare, frecvența undei ultrasonice și amplitudinea ei; direcția oscilației relativ la direcția de frecare.

În legătură cu curgerea plastică a metalelor prin ajutaje activate ultrasonic, pot fi făcute următoarele ipoteze :

— dimensiunile fizice ale ajutajului fiind de același ordin de mărime cu lungimea de undă (cazul unei frecvențe de 20 kHz), în ajutaj se propagă numai unde simetrice (de dilatare) sau de încovoiere. Ajutajul va funcționa deci ca un element pulsant din care motiv se reduc suprafața și viteza de frecare. Aceste rezultate se amplifică în cazul unei direcții și sens de oscilație optim și al unui ajutaj rezonant. Din condiția de rezonanță rezultă măsurile de ,,izolare'' a ajutajului față de masele suplimentare ce pot fi ,,atașate'' în procesul tragerii propriu-zise.

— creșterea gradului de plastifiere se datorează în primul rînd reducerii frecării interioare din metal ca urmare a interacțiunii forțelor statice de deformare cu forțele acustice periodice a căror valoare, direcție și frecvență pot fi modificate.

— pentru a exista un efect de ,,volum'' mai este necesar ca forțele acustice să fie comparabile ca mărime cu forțele statice de deformare. Astfel pe cale experimentală se pot determina nivelele forței acustice. Rezultate bune s-au obținut pentru cazul cînd :

$$F_a = (0{,}05 - 0{,}1)\ F_d, \qquad (1)$$

în care :

F_a este forța acustică;

F_d — forța statică de deformare.

Modul de lucru

Conceperea și execuția unui sistem acustic eficient pentru tragerea țevilor cer o analiză a întregii linii de energie vibratorie, care să ducă la micșorarea pierderilor în fiecare element al sistemului, precum și amplasamente și legături acustice rezistente la sarcinile statice și dinamice impuse.

Un sistem de tragere utirasonică se compune în principal din următoarele părți : sursa de energie primară, care în cazul energiei electrice este generatorul sau convertorul de frecvență; convertorul de energie sau transductorul; adaptorul de energie, care în cazul tragerii este concentratorul; elementele de transfer și cuplare a energiei la locul de utilizare; elementele de,,izolare'' a sistemului acustic față de influența maselor și forțelor exterioare (fig. 1).

În cazul tragerii pe dop injectarea energiei acustice în focarul de deformare se poate efectua prin filieră sau prin tijă.

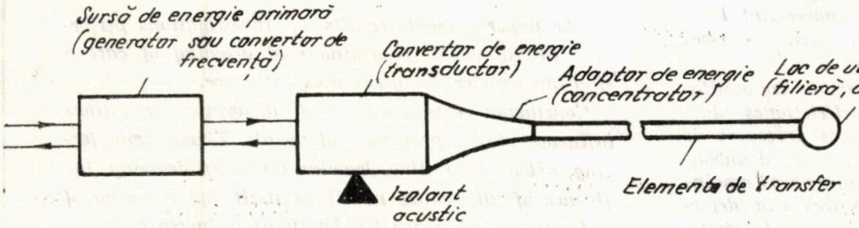

Sursă de energie primară (generator sau convertor de frecvență)
Convertor de energie (transductor)
Adaptor de energie (concentrator)
Loc de utilizare (filieră, dop)
Izolant acustic
Elemente de transfer

Fig. 1. Elementele componente ale unui sistem de tragere ultrasonică a țevilor.

Din considerente energetice și pentru simplificarea soluțiilor tehnice s-a preferat ca injectarea energiei acustice să se efectueze prin tija de tras (fig. 2, *a*). Pentru experimentări s-a utilizat următoarea aparatură și utilaj : un convertor (generator) electronic de frecvență cu puterea de ieșire de 2 kW și frecvența 10 — 30 kHz; un transductor magnetostrictiv de 2 kW, cu frecvența proprie de rezonanță 20 kHz; un dispozitiv insensibil la forță, acordat pe frecvența de rezonanță, necesar pentru montarea fără pierderi a transductorului pe bancul de tras; un concentrator exponențial de energie acustică din oțel inoxidabil (18 CN 8); elemente de cuplaj mecanic și acustic (tije, dopuri etc.); un dispozitiv de măsurare a amplitudinii oscilației longitudinale în tija de tras și în dop; un banc de tras țevi, de 10 t, cu lungimea utilă de 10 m; aparataj de măsură și control (voltmetre electronice, osciloscoape etc.).

Așa după cum se observă în figura 2, *b* în eventualitatea cînd la capătul liber al dopului nu există un ventru al oscilației longitudinale, efectul ultrasunetelor se diminuează, fiind nul în nodul oscilației. Este necesar, de asemenea, să se determine nivelele energiei acustice în diverse regimuri de lucru. În acest sens, există dificultăți, menționate de altfel și de autorii metodei ,,Sonodraw'' [2].

Pentru determinarea ventrelor și a energiei acustice la capătul liber al dopului s-a elaborat următoarea metodă : se știe că între amplitudinea de oscilaţie a particulelor unui mediu şi intensitatea ultrasunetelor ce se propagă în acest mediu există relaţia:

$$A = \frac{1}{\omega}\sqrt{\frac{2I}{\rho c}}, \qquad (2)$$

în care:

ω reprezintă pulsaţia sistemului care vibrează, fiind legată de frecvenţa f prin relaţia:

$$\omega = 2\pi f \qquad (3)$$

ρ — densitatea mediului;

c — viteza de propagare a undei;

I — intensitatea ultrasunetelor.

Rezultă deci că, măsurînd amplitudinea utilă a oscilaţiei longitudinale la capătul liber al dopului A_u, se determină implicit intensitatea şi deci energia ultrasunetelor.

Avînd în vedere că măsurarea se efectuează pe suprafaţa laterală a corpului prin care se propagă oscilaţiile în sens longitudinal, că frecvenţa oscilaţiilor este de aproximativ 20 kHz, iar amplitudinea lor, de ordinul cîtorva zeci de microni, s-a ales un traductor piezoelectric cu vîrf de contact, acordat pe domeniul frecvenţelor de lucru. Semnalul electric de la traductor se amplifică şi se afişează pe un aparat de măsură etalonat în prealabil. Schema de principiu este arătată în figura 3.

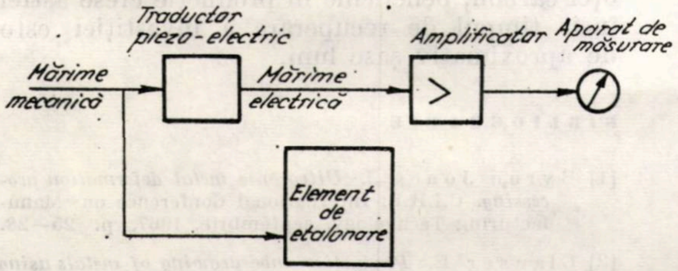

Traductor piezo-electric
Amplificator
Aparat de măsurare
Mărime mecanică
Mărime electrică
Element de etalonare

Fig. 3. Principiul de măsurare a amplitudinilor oscilaţiilor longitudinale în medii solide.

În practică în locul amplificatorului şi a aparatului de măsură s-a utilizat un osciloscop, afişarea rezultatelor efectuîndu-se direct pe ecranul tubului catodic etalonat prin intermediul unui microscop. Montajul experimental este reprezentat în figura 4.

Deplasîndu-se vîrful de contact din safir a cuarţului piezoelectric pe o generatoare a tijei de tras, se pot citi amplitudinile intermediare dintre ventrele şi nodurile de oscilaţie.

Etalonarea montajului experimental a comportat dificultăţi. A fost necesar ca reperul urmărit optic cu microscopul să prezinte o formă şi un contrast care să nu introducă erori grosiere. Din acest motiv tija s-a vopsit în culoare albă peste care s-au pulverizat picături fine de vopsea neagră, cu diametrul de 20 — 50 μm, valoarea amplitudinii calculîndu-se cu formula:

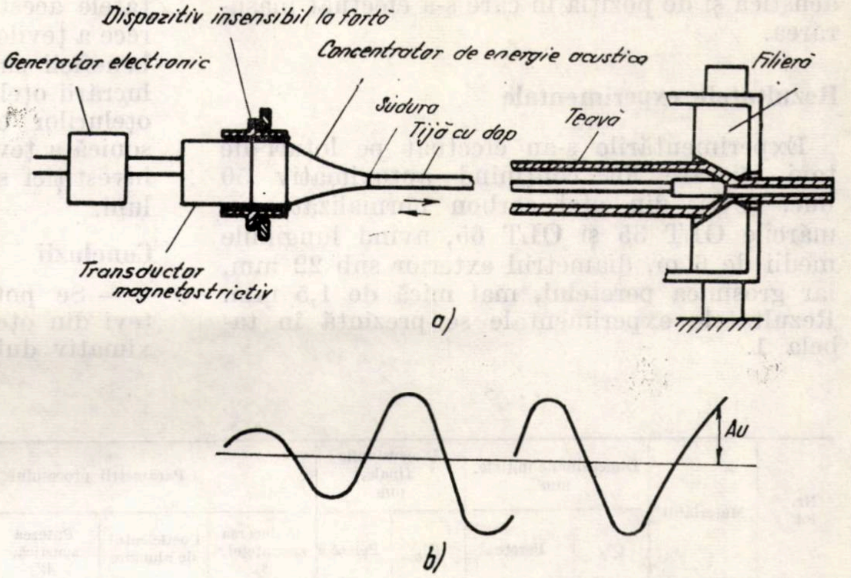

Dispozitiv insensibil la forţă
Generator electronic
Concentrator de energie acustică
Filieră
Sudura
Ţeavă
Tijă cu dop
Transductor magnetostrictiv
a)
Au
b)

Fig. 2. Reprezentarea schematică a sistemului de tragere ultrasonică a ţevilor.
a — sistemul de activare a dopului; b — reprezentarea oscilaţiilor longitudinale în mediul de transfer a energiei acustice.

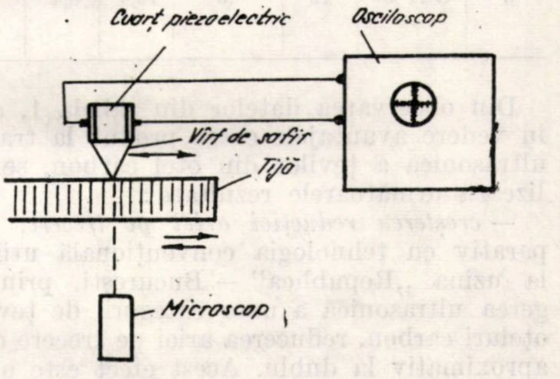

Cuarţ piezoelectric
Osciloscop
Vîrf de safir
Tijă
Microscop

Fig. 4. Schema montajului experimental pentru măsurarea amplitudinilor oscilaţiilor longitudinale în tijele de tras ţevi.

$$A = \frac{D - d}{2} \qquad (4)$$

în care:

d este diametrul punctului reperat din vopsea neagră, în absenţa oscilaţiilor ultrasonice;

D — axa mare a urmei de formă eliptică, a punctului reperat în prezenţa oscilaţiilor ultrasonice.

S-a etalonat astfel ecranul tubului catodic al osciloscopului, putîndu-se citi, în mod direct, valoarea amplitudinilor în funcţie de energia acustică şi de poziţia în care s-a efectuat măsurarea.

Rezultatele experimentale

Experimentările s-au efectuat pe loturi de ţevi (fiecare lot conţinînd aptoximativ 50 buc. ţevi), din oţel carbon normalizat, din mărcile OLT 35 şi OLT 65, avînd lungimile medii de 6 m, diametrul exterior sub 22 mm, iar grosimea peretelui, mai mică de 1,5 mm. Rezultatele experimentale se prezintă în tabela 1.

Tabela 1

Nr. lot	Materialul	Dimensiunile iniţiale, mm		Dimensiunile finale, mm		Parametrii procesului				Avantajele ultrasunetelor
		$\varnothing_e$	Perete	$\varnothing_e$	Perete	Reducerea suprafeţei, %	Coeficientul de alungire	Puterea acustică, *W*	Viteza de tragere, m/min	
1	OLT 35	22	1,4	17,4	0,9	48	1,93	750	16	Reducţie mare (ecruisare mică); se elimină o tragere convenţională; suprafeţe mai finisate
2	OLT 65	22	1,4	17,4	0,9	48	1,93	750	12	Reducţie mare (ecruisare mică); se elimină o tragere convenţională; suprafeţe mai finisate
3	OLT 35	19	0,6	16,4	0,4	42	1,72	750	8	Este posibilă tragerea ţevilor cu pereţi subţiri; reducţie mare

Din observarea datelor din tabela 1, avînd în vedere avantajele ce se produc la tragerea ultrasonică a ţevilor din oţel carbon, se analizează următoarele rezultate:

— *creşterea reducţiei ariei pe trecere.* Comparativ cu tehnologia convenţională utilizată la uzina ,,Republica'' — Bucureşti, prin tragerea ultrasonică a unor categorii de ţevi din oţeluri carbon, reducerea ariei pe trecere creşte aproximativ la dublu. Acest efect este o consecinţă a reducerii frecării în focarul de deformare şi a creşterii plastcităţii metalului, respectiv a reducerii ecruisării;

— *posibilitatea fabricării ţevilor cu pereţi subţiri.* În prezent la uzina ,,Republica'' — Bucureşti în condiţiile unei tehnologii îngrijite se obţin ţevi cu grosimi de pereţi de 0,6 mm. Ca urmare a reducerii frecării, a creşterii plasticităţii şi a reducerii forţei de tragere, s-au putut fabrica ţevi din oţel carbon cu grosimea pereţilor de 0,4 mm, existînd premise de a se obţine ţevi cu grosimi de pereţi de 0,2 mm;

— *realizarea unei înalte eficienţe economice.* În urma rezultatelor experimentale s-a efectuat şi un studiu al eficienţei economice a tragerii ultrasonice a ţevilor din oţel carbon comparativ cu tragerea convenţională. Rezultatele acestui studiu au arătat că tragerea la rece a ţevilor sub influenţa ultrasunetelor aduce beneficii substanţiale nu numai în cazul prelucrării oţelurilor înalt aliate [5], ci şi în cazul oţelurilor carbon. Astfel, la tragerea ultrasonică a ţevilor cu diametre sub 22 mm, costul investiţiei se recuperează în aproximativ şase luni.

Concluzii

— Se pot fabrica prin tragere ultrasonică ţevi din oţel carbon cu reduceri de arie aproximativ duble faţă de tragerea convenţională.

— Prin tragere pe dop activat ultrasonic se pot fabrica din oţel carbon ţevi cu pereţi subţiri (sub 0,4 mm).

— În cazul tragerii ultrasonice a ţevilor din oţel carbon, beneficiile în producţie cresc astfel încît timpul de recuperare a investiţiei este de aproximativ şase luni.

BIBLIOGRAFIE

[1] Byron Jones J. *Ultrasonic metal deformation processing.* C.I.R.P. International Conference on Manufacturing Technology, septembrie, 1967, p. 25—28.

[2] Clauser E. *Production tube drawing of metals using ultrasonic energy applied to the mandrel.* National Metals Congress, Chicago, octombrie-noiembrie, 1966.

[3] Pohlman R. şi Lehfeldt E. *Influence of ultrasonic vibration on metallic friction.* Ultrasonics, 4, 1966, p. 177—185.

[4] Gentzsch G. *Die Benüzung von Ultraschallschwingungen in Verformungsprozessen.* Bender Bleche Rohre, 9 (6), 1968, p. 354—363.

[5] * * * *Ultrasonics make big impact on the drawing.* Metalworking 111 Production, (32), 1967, p. 50—52.

Calculul entropiei reacţiilor de disociere a oxizilor şi clorurilor de tipul: $Me_xO_{y+2} \longrightarrow Me_xO_y + O_2$ şi $MeCl_{x+2} \longrightarrow MeCl_x + Cl_2$

Ing. D. TALOI
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 536.75 :546.134

LE CALCUL DE L'ENTROPIE DES RÉACTIONS DE DISSOCIATION DES OXYDES ET DES CHLORURES DU TYPE $Me_xO_{y+2} \rightarrow Me_xO_y + O_2$ ET $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$

Dans cet ouvrage on a cherché à établir les variations de l'entropie des réactions de dissociation des oxydes et des chlorures dans des conditions standardisées $[\Delta S_T^0 = f(T)]$.

On a analysé du point de vue statistique la distribution des valeurs ΔS_{298}^0 *pour un nombre de 48 réactions de dissociation des oxydes et de 50 réactions de dissociation des chlorures et on a constaté que ceci correspond à la loi normale à dispersion réduite.*

En se basant sur cette constatation, on a proposé que dans certaines situations, et surtout lorsque l'on ne connait pas les valeurs réelles, on considère les valeurs moyennes : $\Delta S_{298}^0 = 45$ *cal/atom · g · degré lors de la dissociation d'oxydes et* $\Delta S_{298}^0 = 34,75$ *cal/atom · g · · degré lors de la dissociation de chlorures, tout en assimilant les dérogations par rapport aux valeurs moyennes avec les erreurs dues au hasard.*

À base des fonctions $C_p = f\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)$, *on a calculé les équations* $\Delta S_T^0 = f(T)$ *pour les types de réactions qui caractérisent les processus de dissociation des oxydes et des chlorures. Font exception les réactions du type :* $2Me_2O \rightarrow 4Me + O_2$, *respectivement* $2MeCl \rightarrow 2Me + Cl_2$, *où les dérogations par rapport aux valeurs réelles sont grandes.*

ESTIMATION OF THE DISSOCIATION ENTROPY FOR OXIDES AND CHLORIDES OF THE $Me_xO_{y+2} \rightarrow Me_xO_y + O_2$ AND $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$ TYPE

The paper tries to establish entropy variation during dissociation of oxides and chlorides under standard conditions $[\Delta S_T^0 = f(T)]$.

Statistical straggling of ΔS_{298}^0 *values was analysed for a number of 48 oxide dissociation reactions and 50 chloride dissociation reactions. It was found that the value meets the normal law of feeble straggling. Based on this fact it was suggested — for certain cases, especially when real values are known — to take into consideration mean values :* $\Delta S_{298}^0 = 45$ *cal/atom · dgr · for oxide dissociation and* $\Delta S_{298}^0 = 34.75$ *cal/atom· dgr · for chloride dissociation, deviations from the mean value being assimilated to random errors.*

Based on the $C_p = f\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)$ *function,* $\Delta S_T^0 = f(T)$ *equations were calculated for the types of reactions which are characteristic for the dissociation processes of oxides and chlorides. Reactions as :* $2Me_2O \rightarrow 4Me + O_2$, *respectively* $2MeCl \rightarrow 2Me + Cl_2$, *where deviations from real values are high, make an exception.*

Studiul termodinamic al reacţiilor de disociere a oxizilor şi clorurilor prezintă mare importanţă în pirometalurgie. În cadrul diferitelor procese metalurgice pot apărea reacţii în care oxizii superiori se transformă în oxizi inferiori sau chiar în metale şi invers ; în aceste condiţii, un studiu termodinamic al acestor procese este pe deplin justificat şi chiar se impune cu necesitate deoarece permite precizarea condiţiilor energetice ale reacţiilor principale şi, implicit, conducerea competentă a procesului. Pe de altă parte, în metalurgia neferoasă, o importanţă din ce în ce mai mare capătă procesele de clorurare aplicate în prezent minereurilor sărace, complexe (prăjire clorurantă selectivă) şi cenuşilor de pirită ce conţin metale neferoase (prăjire clorurantă clasică sau prăjire clorurant-volatilizantă). Deoarece în cadrul acestor procese intervin reacţii de disociere sau formare a clorurilor, cunoaşterea aprofundată a acestora va permite desfăşurarea în condiţii optime a procesului de clorurare.

Entropia reacţiilor de disociere a oxizilor. Pentru stabilirea ecuaţiei fundamentale a entropiei s-au luat în studiu 48 reacţii de disociere a oxizilor de forma :

$$Me_x\,O_{y+2} \rightarrow Me_x\,O_y + O_2$$

unde y poate lua şi valoarea zero ; în felul acesta s-au calculat variaţiile de entropie standard ($\Delta\,S_{298}^0$) trecute în tabela 1.

Analizîndu-se din punct de vedere statistic distribuţia acestor valori, se ajunge la concluzia că acesteia îi corespunde legea normală, verificarea normalităţii distribuţiei empirice efectuîndu-se cu ajutorul criteriului Kolmogorov.

Analizînd valorile $\Delta\,S_{298}^0$ (tabela 1) se constată că valoarea cea mai mare este 51,29, iar cea mai mică, 38,52. Se împarte acest domeniu în şase intervale egale, se stabilesc frecven-

Tabela 1

Reacția $Me_xO_{y+2} \rightarrow Me_xO_y + O_2$	Entropia standard a reacției (ΔS^0_{298} cal/atom·g·grd) $\Delta S^0_{298} = S^0_{Me_xO_2} + S^0_{O_2} - S^0_{Me_xO_{y+2}}$; ($S^0_{O_2} = 49{,}02$)
$Ag_2O_2 \rightarrow 2Ag + O_2$	49,02
$AmO_2 \rightarrow Am + O_2$	44,02
$As_2O_5 \rightarrow As_2O_3 + O_2$	49,71
$2BaO \rightarrow 2Ba + O_2$	44,42
$2BeO \rightarrow 2Be + O_2$	46,84
$2BiO \rightarrow 2Bi + O_2$	46,22
$CaO_2 \rightarrow Ca + O_2$	48,67
$2CdO \rightarrow 2Cd + O_2$	47,42
$2CaO \rightarrow 2Ca + O_2$	41,62
$CrO_2 \rightarrow Cr + O_2$	43,20
$2CuO \rightarrow 2Cu + O_2$	44,16
$1/2\ Fe_3O_4 \rightarrow 3/2\ Fe + O_2$	41,26
$Ga_2O_3 \rightarrow Ga_2O + O_2$	51,29
$GeO_2 \rightarrow Ge + O_2$	46,62
$In_2O_3 \rightarrow In_2O + O_2$	46,92
$IrO_2 \rightarrow Ir + O_2$	41,82
$K_2O_3 \rightarrow K_2O + O_2$	38,52
$Li_2O_2 \rightarrow 2Li + O_2$	45,92
$MnO_2 \rightarrow Mn + O_2$	43,91
$MoO_2 \rightarrow Mo + O_2$	44,45
$Na_2O_2 \rightarrow 2Na + O_2$	51,04
$NbO_2 \rightarrow Nb + O_2$	44,62
$NpO_2 \rightarrow Np + O_2$	43,83
$PaO_2 \rightarrow Pa + O_2$	44,72
$PbO_2 \rightarrow Pb + O_2$	46,21
$2PbO \rightarrow 2Pb + O_2$	47,60
$PoO_2 \rightarrow Po + O_2$	45,02
$PrO_2 \rightarrow Pr + O_2$	45,52
$RbO_2 \rightarrow Rb + O_2$	44,12
$ReO_2 \rightarrow Re + O_2$	42,91
$SbO_2 \rightarrow Sb + O_2$	44,74
$Sb_2O_5 \rightarrow Sb_2O_3 + O_3$	48,52
$SeO_2 \rightarrow Se + O_2$	45,57
$SnO_2 \rightarrow Sn + O_2$	48,82
$TcO_2 \rightarrow Tc + O_2$	43,52
$TeO_2 \rightarrow Te + O_2$	43,91
$ThO_2 \rightarrow Th + O_2$	46,19
$Tl_2O_3 \rightarrow Tl_2O + O_2$	39,32
$Ti_3O_5 \rightarrow 3TiO + O_2$	43,00
$2Ti_2O_3 \rightarrow 4TiO + O_2$	44,60
$UO_3 \rightarrow UO + O_2$	41,45
$UO_2 \rightarrow U + O_2$	42,42
$VO_2 \rightarrow V + O_2$	43,75
$V_3O_5 \rightarrow 3\ VO + O_2$	44,92
$V_2O_5 \rightarrow V_2O_3 + O_2$	41,22
$WO_2 \rightarrow W + O_2$	42,02
$2ZnO \rightarrow 2Zn + O_2$	48,12
$ZrO_2 \rightarrow Zr + O_2$	46,28

țele f_i (numărul de valori ΔS^0_{298} cuprinse în fiecare interval) și se calculează cei doi parametri ai legii normale de distribuție:

— Valoarea medie: $\bar{x} = \sum_{i=1}^{48} p_i\, x_i = 45,$

unde:

p_i reprezintă probabilitatea ca variabila aleatoare să ia valoarea x_i.

— Abaterea medie pătratică:

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^{6} (x_i - \bar{x})^2\, p_i} = 2{,}747,$$

unde:

x_i reprezintă valorile luate de variabila aleatoare (limitele superioare ale celor șase intervale — tabela 2);

p_i — probabilitatea ca variabila aleatoare să ia valori în intervalul considerat.

$$p_i = \frac{f_i}{\Sigma f_i} = f_r \text{ (frecvența relativă).}$$

Se calculează, de asemenea, valorile rapoartelor $z_i = \dfrac{x_i - \bar{x}}{\sigma}$ pentru cele șase intervale considerate și cu ajutorul lor se obține, din tabelele matematice, mărimea funcției Laplace $\Phi\ (z_i)$.

Celelalte mărimi și funcții necesare aplicării criteriului Kolmogorov s-au calculat și s-au trecut în tabela 2.

Din tabela 2 se constată că diferența maximă $D_{max} = |F_{n\,(x_i)} - F_{(x_i)}| = 0{,}05612.$

$$\lambda = D_{max}\sqrt{n}, \text{ unde } n = 48$$

$$\lambda = 0{,}05612\ \sqrt{48} = 0{,}39$$

Pentru $\lambda = 0{,}39$ în tabelele matematicii statistice se găsește $P_\lambda = 0{,}998071$, ceea ce arată că distribuției empirice îi corespunde legea normală; cu cît P_λ are valori mai apropiate de 1, cu atît corespondența dintre distribuția empirică și legea normală este mai bună.

Tabela 2

Limitele intervalelor	Frecvența f_i	$z_i = \frac{x_i - \bar{x}}{\sigma}$	Funcția Laplace $\Phi\ (z_i)$	$F_{(x_i)} = 0{,}5 + \Phi_{(z_i)}$	Frecvența relativă $f_r = \frac{f_i}{\Sigma f_i}$	$F_n(x_i) = \sum_{i=1}^{6} f_{r_i}$	$\lvert F_{n(x_i)} - F_{(x_i)} \rvert$
38,52—40,64	2	—1,587	—0,44374	0,05626	0,0416	0,0416	0,01466
40,65—42,77	7	—0,812	—0,29160	0,20840	0,1458	0,1874	0,02100
42,78—44,90	17	—0,0364	—0,01452	0,48548	0,3542	0,5416	0,05612
44,91—47,03	12	0,739	0,27005	0,77005	0,2500	0,7916	0,02155
47,04—49,16	7	1,515	0,43511	0,93511	0,1458	0,9374	0,00229
49,17—51,29	3	2,29	0,48899	0,98899	0,0626	1,0000	0,01101

Se poate admite deci că diferitele valori ale lui ΔS^0_{298}, corespunzătoare celor 48 de reacţii luate în studiu, pot fi considerate ca valorile unei variabile aleatoare care oscilează în jurul unei valori medii ($\bar{x} = 45$), abaterile de la valoarea medie fiind asimilate cu erorile întîmplătoare.

Deoarece sînt cazuri cînd calculul lui ΔS^0_{298} este dificil de efectuat fie din cauza lipsei de date referitoare la valorile entropiilor standard, fie din cauza valorilor incerte ale acestora (diferenţele între valorile $S^0_{\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_y}$ sau $S^0_{\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_{y+2}}$, date de diferiţi autori, depăşesc uneori 20 %) se poate face aproximaţie ca în locul valorilor reale ale lui ΔS^0_{298} să se ia în considerare valoarea medie $\Delta S^0_{298} = 45$ cal/atom·g·grd.

În foarte multe procese este necesar să se cunoască valorile entropiei reacţiilor de disociere la temperaturi diferite de temperatura standard (practic la $T > 298$ °K). În acest caz, variaţia de entropie a unei reacţii este funcţie de temperatură conform ecuaţiei :

$$\Delta S^0_T = \Delta S^0_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T}\, dT; \quad (T \leqslant T_{tr})$$

Pentru rezolvarea acestei ecuaţii trebuie cunoscute ΔS^0_{298} şi $\Delta C_p \cdot \Delta S^0_{298} = 45$ cal/atom·g·grd.

Pentru calcularea lui ΔC_p se folosesc ecuaţiile care exprimă dependenţa de temperatură a căldurilor atomice ale substanţelor [1], [2].

$$C_p = n\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_{tr}}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right] [1] \text{ (pentru } T_{tr} \geqslant 800\ ^\circ\text{K)}$$

şi

$$C_p = n\left[5{,}283 + 1{,}987\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)\right] [2] \text{ (pentru } T_{tr} \leqslant 800\ ^\circ\text{K)}$$

unde :

n este numărul de atomi în structura oxidului ($n = x + y$ şi $n = x + y + 2$);
T_{tr} — prima temperatură de transformare în stare solidă.

Pentru $T_{tr} \geqslant 800$ °K :

$$C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_{y+2}} = (x + y + 2)\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_2}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_2}\right)^2\right]; \ (T_2 = T_{tr} \text{ pentru } \mathrm{Me}_x\mathrm{O}_{y+2})$$

$$C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_y} = (x + y)\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_1}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_1}\right)^2\right]; \ (T_1 = T_{tr} \text{ pentru } \mathrm{Me}_x\mathrm{O}_y)$$

$$C_{p\mathrm{O}_2} = 7{,}16 + 1 \cdot 10^{-3}\, T - 0{,}4 \cdot 10^5 \cdot T^{-2}$$

$$\Delta C_p = C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_y} + C_{p\mathrm{O}_2} - C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_{y+2}}$$

$$\Delta C_p = -3{,}40 + k_1 T - 2 k_2 T^2 - 0{,}4 \cdot 10^5\, T^{-2}$$

unde :

$$k_1 = \frac{2{,}51\,(x + y)}{T_1} - \frac{2{,}51\,(x + y + 2)}{T_2} + 0{,}001$$

$$k_2 = \left[\frac{0{,}1\,(x + y)}{T_1^2} - \frac{0{,}1\,(x + y + 2)}{T_2^2}\right]$$

$$\Delta S^0_T = \Delta S^0_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T}\, dT = 45 + \int_{298}^{T} (-3{,}40 + k_1 T - 2 k_2 T^2 - 0{,}4 \cdot 10^5 T^{-2}) \frac{dT}{T}$$

$$\Delta S^0_T = 64{,}15 + k_1 (T - 298) - k_2 (T^2 - 298^2) - 7{,}83 \log T + 0{,}2 \cdot 10^5\, T^{-2} \qquad (1)$$

Pentru $T_{tr} \leqslant 800$ °K :

$$C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_{y+2}} = (x + y + 2)\left[5{,}283 + 1{,}987\left(\frac{T}{T_2}\right)\right]$$

$$C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_y} = (x + y)\left[5{,}283 + 1{,}987\left(\frac{T}{T_1}\right)\right]$$

$$C_{p\mathrm{O}_2} = 7{,}16 + 1 \cdot 10^{-3}\, T - 0{,}4 \cdot 10^5\, T^{-2}$$

$$\Delta C_p = C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_y} + C_{p\mathrm{O}_2} - C_{p\mathrm{Me}_x\mathrm{O}_{y+2}} = -3{,}406 + k T - 0{,}4 \cdot 10^5\, T^{-2}$$

unde :

$$k = \frac{1{,}987\,(x + y)}{T_1} - \frac{1{,}987\,(x + y + 2)}{T_2} + 0{,}001$$

$$\Delta S^0_T = \Delta S^0_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T}\, dT = 45 + \int_{298}^{T} (-3{,}406 + kT - 0{,}4 \cdot 10^5\, T^{-2}) \frac{dT}{T}$$

$$\Delta S^0_T = 64{,}18 + k\,(T - 298) - 7{,}844 \log T + 0{,}2 \cdot 10^5\, T^{-2} \qquad (2)$$

De remarcat că valoarea medie $\Delta S^0_{298} = 45$ cal/atom · g · grd şi ecuaţiile (1) şi (2) nu pot fi folosite cu rezultate bune, în cazul disocierii oxizilor de tipul $\mathrm{Me_2O}$, din cauza valorilor mari ale dispersiei (σ^2).

Entropia reacţiilor de disociere a clorurilor. În ceea ce priveşte reacţiile de disociere a clorurilor s-au luat în studiu 50 de reacţii de tipul :

$$\mathrm{MeCl}_{x+2} \rightarrow \mathrm{MeCl}_x + \mathrm{Cl}_2$$

unde x poate lua şi valoarea zero ; în felul acesta s-au calculat variaţiile de entropie

Tabela 3

Reacţia $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$	Entropia standard a reacţiei $S^0_{298} = S^0_{MeCl_x} + S^0_{Cl_2} - S^0_{MeCl_{x+2}}$ ($S^0_{Cl_2} = 53,3$ cal/atom·g.grd)
$AuCl_3 \rightarrow AuCl + Cl_2$	36,80
$AuCl_2 \rightarrow Au + Cl_2$	34,62
$2/3\ AuCl_3 \rightarrow 2/3\ Au + Cl_2$	33,85
$BaCl_2 \rightarrow Ba + Cl_2$	37,80
$BeCl_2 \rightarrow Be + Cl_2$	37,08
$BiCl_2 \rightarrow Bi + Cl_2$	31,90
$1/2\ BiCl_4 \rightarrow 1/2\ Bi + Cl_2$	33,6
$BiCl_3 \rightarrow BiCl + Cl_2$	30,50
$CaCl_2 \rightarrow Ca + Cl_2$	36,05
$CdCl_2 \rightarrow Cd + Cl_2$	34,40
$CoCl_2 \rightarrow Co + Cl_2$	34,70
$CrCl_2 \rightarrow Cr + Cl_2$	31,28
$2/3\ CrCl_3 \rightarrow 2/3\ Cr + Cl_2$	37,09
$CuCl_2 \rightarrow Cu + Cl_2$	34,77
$FeCl_2 \rightarrow Fe + Cl_2$	31,09
$GaCl_3 \rightarrow GaCl + Cl_2$	33,80
$GaCl_2 \rightarrow Ga + Cl_2$	34,12
$GeCl_2 \rightarrow Ge + Cl_2$	33,90
$HfCl_2 \rightarrow Hf + Cl_2$	38,70
$InCl_2 \rightarrow In + Cl_2$	35,18
$InCl_3 \rightarrow InCl + Cl_2$	31,30
$2/3\ InCl_3 \rightarrow 2/3\ In + Cl_2$	31,89
$IrCl_3 \rightarrow IrCl + Cl_2$	38,30
$IrCl_4 \rightarrow IrCl_2 + Cl_2$	34,80
$MnCl_2 \rightarrow Mn + Cl_2$	32,89
$MoCl_4 \rightarrow MoCl_2 + Cl_2$	34,30
$MoCl_6 \rightarrow MoCl_4 + Cl_2$	37,00
$NiCl_2 \rightarrow Ni + Cl_2$	37,10
$OsCl_4 \rightarrow OsCl_2 + Cl_2$	35,30
$PbCl_2 \rightarrow Pb + Cl_2$	36,19
$PoCl_2 \rightarrow Po + Cl_2$	34,80
$1/2\ PtCl_4 \rightarrow 1/2\ Pt + Cl_2$	33,30
$PtCl_3 \rightarrow PtCl + Cl_2$	32,80
$PtCl_4 \rightarrow PtCl_2 + Cl_2$	34,30
$PtCl_2 \rightarrow Pt + Cl_2$	32,30
$RaCl_2 \rightarrow Ra + Cl_2$	38,30
$RhCl_3 \rightarrow RhCl + Cl_2$	35,30
$SmCl_2 \rightarrow Sm + Cl_2$	36,80
$SnCl_2 \rightarrow Sn + Cl_2$	33,10
$SrCl_2 \rightarrow Sr + Cl_2$	34,60
$TaCl_2 \rightarrow Ta + Cl_2$	32,20
$TaCl_5 \rightarrow TaCl_3 + Cl_2$	33,30
$TeCl_2 \rightarrow Te + Cl_2$	36,18
$TiCl_2 \rightarrow Ti + Cl_2$	35,93
$UCl_6 \rightarrow UCl_4 + Cl_2$	32,18
$VCl_2 \rightarrow V + Cl_2$	37,15
$WCl_4 \rightarrow WCl_2 + Cl_2$	35,30
$ZnCl_2 \rightarrow Zn + Cl_2$	37,35
$ZrCl_2 \rightarrow Zr + Cl_2$	36,20
$ZrCl_1 \rightarrow ZrCl_2 + Cl_2$	35,20

standard (ΔS^0_{298}) prezentate în tabela 3. Calculele efectuate sînt analoge cu cele prezentate anterior la disocierea oxizilor.

Analizîndu-se din punct de vedere statistic distribuţia acestor valori, se ajunge şi în acest caz la concluzia că acesteia îi corespunde legea normală. Verificarea normalităţii distribuţiei empirice s-a efectuat cu ajutorul criteriului Kolmogorov.

Din tabela 3 se constată că valorile limită ale ΔS^0_{298} sînt:

$$\Delta S^0_{298\,max} = 38,70 \text{ cal/mol·grd};$$

$$\Delta S^0_{298\,min} = 30,50 \text{ cal/mol · grd}$$

Domeniul este împărţit în şapte intervale egale; se stabilesc frecvenţele — f_i şi se calculează parametrii legii normale de distribuţie:

— Valoarea medie: $\bar{x} = \sum_{i=1}^{50} p_i\, x_i = 34,75$

— Abaterea medie pătratică:

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^{7} (x_i - \bar{x})^2 p_i} = 2,08$$

Celelalte mărimi şi funcţii necesare aplicării criteriului Kolmogorov s-au calculat şi s-au trecut în tabela 4.

Se constată că diferenţa maximă $D_{max} = |F_{n(x_i)} - F_{(xi)}| = 0,02807$

$$\lambda = D_{max} \sqrt{n}, \text{ unde } n = 50;$$

$$\lambda = 0,02807 \sqrt{50} = 0,197$$

Pentru $\lambda = 0,197$ în tabelele de matematică statistică se găseşte că $P_\lambda = 1$, ceea ce arată o corespondenţă foarte bună între distribuţia empirică şi legea normală. În felul acesta se poate admite că diferitele valori ale lui ΔS^0_{298}, corespunzătoare celor 50 de reacţii luate în studiu, pot fi considerate ca valorile unei variabile aleatoare care oscilează în jurul valorii medii ($\bar{x} = 34,75$), abaterile de la această valoare fiind asimilate cu erorile întîmplătoare.

Tabela 4

Limitele intervalelor	Frecvenţa f_i	$z_i = \frac{x_i - \bar{x}}{\sigma}$	Funcţia Laplace $\Phi\ (z_i)$	$F_{(x_i)} = 0,5 + \Phi(z_i)$	Frecvenţa relativă $f_r = \frac{f_i}{\Sigma f_i}$	$F_{n(x_i)} = \sum_{i=1}^{7} f_r$	$\lvert F_{n(x_i)} - F_{(x_i)} \rvert$
30,47–31,64	4	−1,495	−0,43313	0,06687	0,08	0,08	0,01313
31,65–32,82	6	−0,928	−0,32329	0,17671	0,12	0,20	0,02329
32,83–34,00	8	−0,36	−0,14058	0,35942	0,16	0,36	0,00058
34,01–35,18	11	0,207	0,08200	0,58200	0,22	0,58	0,00200
35,19–36,36	9	0,774	0,28056	0,78056	0,18	0,76	0,02056
36,37–37,54	8	1,34	0,40988	0,90988	0,16	0,92	0,01012
37,55–38,72	4	1,91	0,47193	0,97193	0,08	1,00	0,02807

Observație. Se remarcă că, în cazul clorurilor de tipul MeCl nu se poate utiliza, cu rezultate bune, valoarea medie $\Delta S^\circ_{298} = 34{,}75$ cal/mol · grd, din cauza valorilor mari ale dispersiei (σ^2).

Ecuația care exprimă dependența de temperatură a variației entropiei reacției de disociere s-a stabilit pe baza relațiilor:

$$\Delta S^0_T = \Delta S^0_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T}\, dT; \quad (T \leqslant T_{tr})$$

Pentru calcularea lui ΔC_p se utilizează ecuațiile:

$$C_p = n\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_{tr}}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)^2\right][1]$$

$$(T_{tr} \geqslant 800°\text{K}) \text{ și}$$

$$C_p = n\left[5{,}283 + 1{,}987\left(\frac{T}{T_{tr}}\right)\right][2]\ \underline{(T_{tr} \leqslant 800°\text{K})}$$

unde:

n este numărul de atomi din structura clorurii ($n = x + 3$ și $n = x + 1$);

T_{tr} — prima temperatură de transformare în stare solidă.

Pentru $T_{tr} \geqslant 800°$K:

$$C_{p\text{MeCl}_{x+2}} = (x + 3)\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_2}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_2}\right)^2\right]; (T_2 = T_{tr} \text{ pentru MeCl}_{x+2})$$

$$C_{p\text{MeCl}_x} = (x + 1)\left[5{,}28 + 2{,}51\left(\frac{T}{T_1}\right) - 0{,}2\left(\frac{T}{T_1}\right)^2\right]; (T_1 = T_{tr} \text{ pentru MeCl}_x)$$

$$C_{p\text{Cl}_2} = 8{,}82 + 0{,}06 \cdot 10^{-3} T - 0{,}68 \cdot 10^5 T^{-2}$$

$$\Delta C_p = -1{,}74 + k_1 T - 2k_2 T^2 - 0{,}68 \cdot 10^5\, T^{-2}$$

unde:

$$k_1 = \frac{2{,}51\,(x+1)}{T_1} - \frac{2{,}51\,(x+3)}{T_2} + 0{,}06 \cdot 10^{-3},$$

$$\text{iar } k_2 = \frac{0{,}1\,(x + 1)}{T_1^2} - \frac{0{,}1\,(x + 3)}{T_2^2};$$

$$\Delta S^0_T = \Delta S^0_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T}\, dT = 34{,}75 + $$

$$+ \int_{298}^{T} (-1{,}74 + k_1 T - 2k_2 T^2 - 0{,}68 \cdot 10^5 T^{-2}) \frac{dT}{T}$$

$$\Delta S^0_T = 44{,}28 + k_1(T - 298) - k_2(T^2 - 298^2) - $$

$$-4 \log T + 0{,}34 \cdot 10^5 T^{-2} \qquad (3)$$

Pentru $T_{tr} \leqslant 800°$ K

$$C_{p\text{MeCl}_x} = (x + 1)\left[5{,}283 + 1{,}987\left(\frac{T}{T_1}\right)\right]$$

$$C_{p\text{MeCl}_{x+2}} = (x + 3)\left[5{,}283 + 1{,}987\left(\frac{T}{T_2}\right)\right]$$

$$C_{p\text{Cl}_x} = 8{,}82 + 0{,}06 \cdot 10^{-3}\, T - 0{,}68 \cdot 10^5 T^{-2}$$

$$\Delta C_p = -1{,}746 + kT - 0{,}68 \cdot 10^5 T^{-2}$$

unde:

$$k = \left[\frac{1{,}987\,(x + 1)}{T_1} - \frac{1{,}987\,(x + 3)}{T_2} + 0{,}06 \cdot 10^{-3}\right]$$

$$\Delta S^0_T = \Delta S^0_{298} + \int_{298}^{T} \frac{\Delta C_p}{T} dT = 34{,}75 +$$

$$+ \int_{298}^{T} (-1{,}746 + kT - 0{,}68 \cdot 10^5 T^{-2}) \frac{dT}{T};$$

$$\Delta S^0_T = 44{,}32 + k(T - 298) - 4{,}02 \log T +$$

$$+ 0{,}34 \cdot 10^5 T^{-2} \qquad (4)$$

Prin urmare, în cazul disocierii oxizilor și clorurilor, valorilor obținute pentru ΔS°_{298} și ecuațiile termodinamice stabilite pe bază de elemente de matematică statistică dau rezultate bune, abaterile maxime de la valorile reale nedepășind 15 %; fac însă excepție reacțiile de disociere a oxizilor și clorurilor de tipul: $2\text{Me}_2\text{O} \rightarrow 4\text{Me} + \text{O}_2$, respectiv $2\,\text{MeCl} \rightarrow 2\text{Me} + \text{Cl}_2$, unde abaterile de la valorile reale depășesc 20 %. În aceste cazuri nu se indică utilizarea valorilor obținute pentru ΔS°_{298} și nici ecuațiile (1), (2), (3) și (4) deoarece erorile sînt mari.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea Fl. și Taloi D. Metalurgia, nr. 1, 1968, p. 42–47.

[2] Ivanova I. Izvestia VUZ. Țvetnaia metallurghia, nr. 4, 1961.

[3] *** *Proprietățile termodinamice ale substanțelor anorganice—îndrumar.* Moscova, Atomizdat, 1965.

[4] *** *Îndrumar privind calculul echilibrelor reacțiilor metalurgice.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[5] Kaye G. W. și Laby T. H. *Tables of physical and chemical constants and some mathematical functions.* Longmans Green, 1958.

[6] Kubaschewski O. și Evans E. L. L. *Metallurgical thermochemistry.* Pergamon Press, 1958.

[7] Mihoc G. și Urseanu V. *Matematici aplicate în statistică.* București, Ed. Academiei R.P.R., 1962.

[8] Jaroslav Janko. *Tabele de matematică statistică.* Moscova, Gostatizdat, 1961.

Materiale refractare cercetate şi folosite la cuptoarele electrice cu inducţie de 1 t, de frecvenţă medie, la uzina „Armătura"—Cluj

Ing. D. ABRUDAN şi ing. GH. TOPAN
Uzina „Armătura" – Cluj

CZ 666.76.001.89 :621.365.5

MATÉRIAUX RÉFRACTAIRES EXAMINÉS ET UTILISÉS DANS LES FOURS ÉLECTRIQUES À INDUCTION, DE 1 TONNE, À FRÉQUENCE MOYENNE, À L'USINE „ARMĂTURA" - CLUJ

On présente dans cet ouvrage les résultats obtenus à échelle industrielle, concernant l'utilisation des quartzites indigènes pour l'exécution du revêtement intérieur des fours à induction.

On décrit la structure et les propriétés des principaux types de quartzite existant dans la République Socialiste Roumaine, le mode de préparation du mélange réfractaire ainsi que la durée, pendant l'exploitation, des revêtements intérieurs.

INVESTIGATED AND UTILIZED REFRACTORIES FOR 1 T MEDIUM-FREQUENCY INDUCTION FURNACES IN PLANT ARMĂTURA - CLUJ

The paper presents obtained results on industrial scale, regarding utilization of indigenous quartzites for refractory linings of induction furnaces.

Structure and properties of main Rumanian quartzite types, mixture preparation and working life of linings are described.

Turnătoria de fontă a Uzinei „Armătura"—Cluj elaborează fontă cenuşie şi maleabilă, folosind în exclusivitate cuptoare electrice cu inducţie tip IMSK 1000. Pentru elaborarea acestor fonte se foloseşte fontă nouă, fontă veche, deşeuri şi oţel vechi, turnarea făcîndu-se pe conveior, în trei schimburi.

La punerea în funcţiune a acestor cuptoare s-a folosit experienţa unor uzine ce aveau în dotarea lor cuptoare electrice cu inducţie în procesul de topire şi folosirea materialelor refractare. Aceste materiale refractare indigene au fost primite de la Orşova, Vălenii de Munte, Aghireş şi au satisfăcut cererea uzinei pînă în anul 1968, cînd calitatea cuarţitei livrate era necorespunzătoare, imposibil de folosit, avînd o mare cantitate de argilă şi de impurităţi.

Reţeta, în cazul folosirii cuarţitei de Orşova, a fost: 40% cuarţită cu granulaţia 1—4 mm; 20% cuarţită cu granulaţia 0,5 — 1 mm; 38% marşalită; 2% acid boric.

În medie numărul de şarje pe o căptuşeală a fost cuprins între 130 şi 160 sau, în zile lucrătoare, 16 — 20 zile.

La unele cuptoare s-au făcut reparaţii fără a se dezbate complet creuzetul şi s-a ajuns la 250 — 300 şarje, ceea ce corespunde, în zile lucrătoare, cu 27 — 30 zile.

Lipsa de materiale refractare, cuarţoase, de calitate corespunzătoare, a impus căutarea unor surse noi, luîndu-se în cercetare mai multe cuarţite. Astfel, în colaborare, s-a lucrat cu fabrica „Porţelanul" — Cluj şi s-a încercat cuarţul de la Piatra Rîioasă din Măcin, judeţul Tulcea, obţinîndu-se rezultate satisfăcătoare, cu durabilitate între 120 şi 140 şarje pe căptuşeală.

De asemenea, s-au făcut încercări în cuarţite de la Mînăstireni — Cluj, unde s-au făcut sondaje între anii 1964 şi 1966, cît şi cuarţite de la Sălciuţa, Muntele Mare, Turda—Cluj.

De menţionat că aceste rezultate s-au obţinut la cuptoare cu capacitatea de o tonă, care servesc la elaborarea fontei cenuşii şi maleabile, temperatura de elaborare a fontei cenuşii fiind de 1 480 — 1 520°C, iar a fontei maleabile, de 1 540 — 1 600°C. Din cantitatea de fontă elaborată, 60% este maleabilă şi 40% cenuşie. După elaborare şarjele s-au golit complet, iar încărcarea s-a făcut cu materiale solide. Greutatea pieselor turnate a fost pînă la 3 kg, iar grosimea pereţilor, de 2,5 — 5 mm.

Descrierea cuarţitelor. Cuarţitele se împart în două grupe: cuarţite cu structură amorfă şi cuarţite cu structură cristalină. Cuarţitele amorfe sînt alcătuite din granule de cuarţ foarte curat, de dimensiuni mici, legate cu un ciment amorf silicios.

Cuarţul cu structură cristalină este alcătuit din granule de cuarţ foarte curat, de dimensiuni mai mari, iar între granule există, de asemenea, ciment amorf.

În procesele tehnologice, materialele refractare cuarţoase se comportă diferit, în funcţie de structura şi textura lor, ca urmare a condiţiilor geologice şi geochimice de formare, cît şi de puritatea lor.

Cuarţul α este din punct de vedere chimic una din formele cele mai stabile ale bioxidului de siliciu şi are o greutate specifică de 2,65 g/cm^3. La temperatura de 575°C cuarţul α trece în cuarţ β. Acesta la 870°C trece în α-tridimit, care la rîndul său, la 1 470°C, trece în α-cristobalit. Toate transformările care au loc la încălzire sînt însoţite de o creştere de volum şi o micşorare a greutăţii specifice. Vitezele de transformare diferă de la un zăcămînt la altul, în funcţie de structura mineralogică a cuarţului.

Analizînd cuarţita de Mînăstireni — Cluj s-a constatat că aceasta are o structură holocristalină şi textură masivă. Cristalele sînt bine individualizate, cu dimensiuni variabile. Se întîlnesc cristale mari, cu diametrul de 0,8 — 0,9 — 1,0 mm (în cantitate mai mică), predominînd cristalele cu diametrul cuprins între 0,3 şi 0,5 mm. Cristalele sînt incolore în lumină naturală, nu posedă clivaj şi nu prezintă fenomene de fisurare. Culoarea de polarizaţie este cenuşie. Roca este un cuarţit bine cristalizat, care nu prezintă fenomene de impurificare (fig. 1).

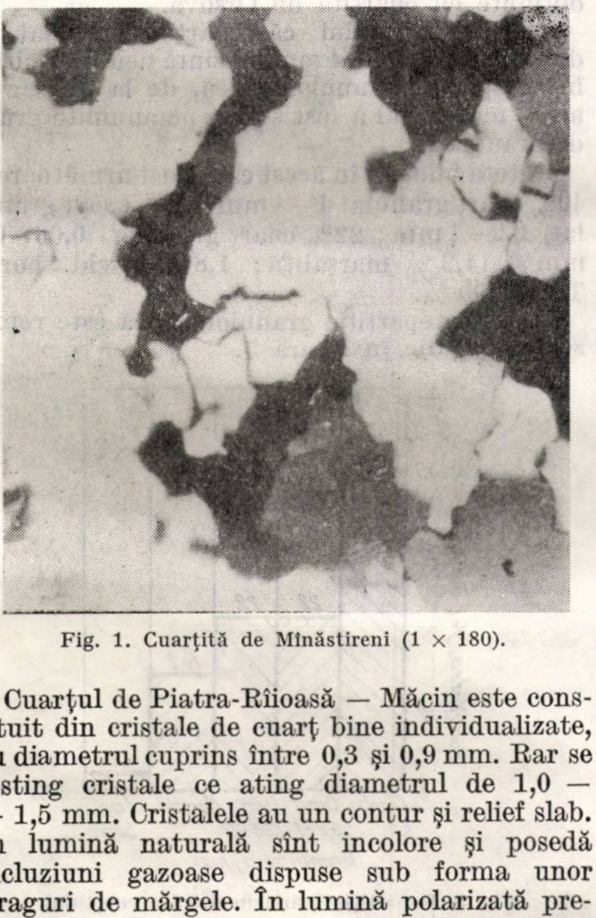


Fig. 1. Cuarţită de Mînăstireni (1 × 180).

Cuarţul de Piatra-Rîioasă — Măcin este constituit din cristale de cuarţ bine individualizate, cu diametrul cuprins între 0,3 şi 0,9 mm. Rar se disting cristale ce ating diametrul de 1,0 — — 1,5 mm. Cristalele au un contur şi relief slab. În lumină naturală sînt incolore şi posedă incluziuni gazoase dispuse sub forma unor şiraguri de mărgele. În lumină polarizată prezintă coloraţie cenuşie. Posedă extincţie ondulatorie (fig. 2).

Cuarţul de Sălciuţa (Turda — Cluj) este o rocă holocristalină cu textură masivă. Este alcătuită din două generaţii de cristale. Prima generaţie de cristale este reprezentată prin granule cu diametrul cuprins între 1,0 — 1,5 — — 2 mm, uneori depăşind diametrul de 2 mm. Aceste cristale sînt incolore în lumină naturală şi prezintă un relief slab. Nu posedă clivaj. Incluziunile gazoase sînt dispuse sub forma unor şiraguri de mărgele orientate în toate direcţiile.

A doua generaţie de cristale are diametrul între 0,13 şi 0,5 mm. Spre deosebire de prima generaţie, care are o extincţie dreaptă, generaţia a doua are extincţie ondulatorie.

Roca este bine conservată şi nu prezintă semne de degradare (fig. 3).

Cuarţita de Muntele Mare Turda — Cluj este, de asemenea, o rocă cu structură holocristalină şi textură masivă.

La microscop se evidenţiază cristale de cuarţ foarte bine dezvoltate, apropiate ca mărime, cu

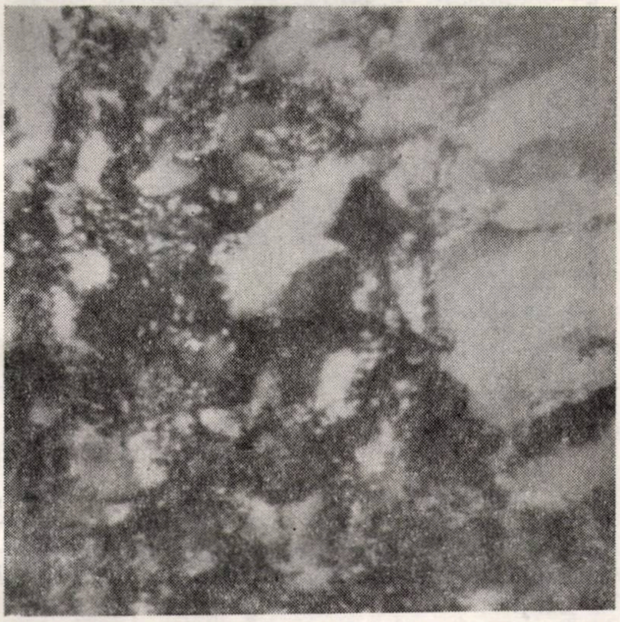


Fig. 2. Cuarţ de Piatra Rîioasă (1 × 180).

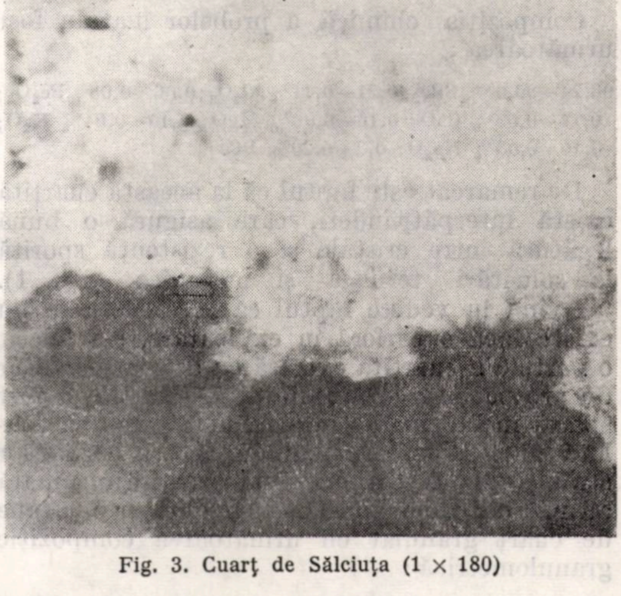


Fig. 3. Cuarţ de Sălciuţa (1 × 180)

diametrul cuprins între 0,3 şi 0,9 mm. Predomină cristalele mari, între 0,8 şi 0,9 mm. Pe alocuri se întîlnesc şi granule cu diametrul sub 0,1 mm. Cristalele sînt incolore în lumină naturală, fără clivaj. În lumină polarizată prezintă coloraţie cenuşie. Extincţia cristalelor este dreaptă. Caracteristic pentru această rocă este faptul că prezintă fisuraţii foarte puternice, datorită presiunilor cauzate de fenomenele tectonice (fig. 4).

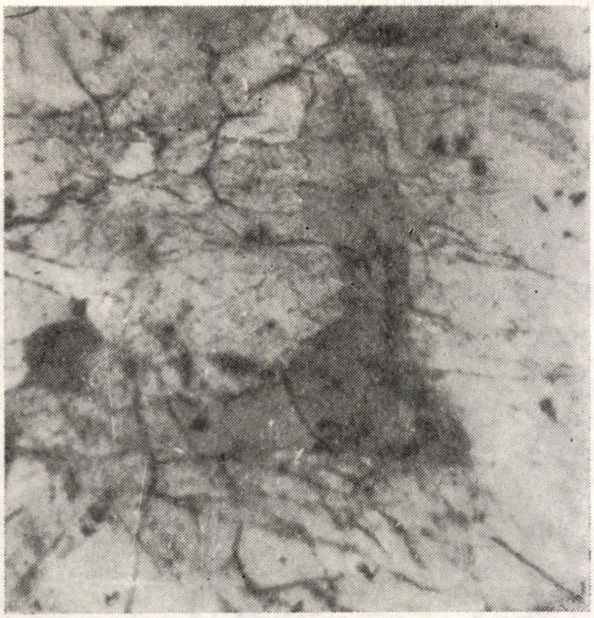


Fig. 4. Cuarţită de Muntele Mare (1 × 180).

La indicaţia specialiştilor de la I. M. — Cluj, care au făcut sondaje şi studii asupra zăcămintelor de cuarţite din judeţul Cluj, s-a experimentat, în fază industrială, cuarţita de Mînăstireni — Cluj.

Această cuarţită se exploatează dintr-o carieră aflată în hotarul comunei Mînăstireni, iar zăcămîntul are formă filoniană, cu dezvoltare lenticulară.

Compoziţia chimică a probelor luate a fost următoarea :

98,24–99,09% SiO_2; 0,21–0,41% Al_2O_3; 0,06–0,08% Fe_2O_3; 0,14–0,09% CaO; 0,16–0,06% MgO; 0,10–0,04% K_2O; 0,10–0,03% Na_2O; 0,3–0,20% PC.

De remarcat este faptul că la această cuarţită există întrepătrunderi, care asigură o bună legătură între cristale şi o rezistenţă sporită la solicitări termice şi mecanice (fig. 1).

Avînd în vedere faptul că la Mînăstireni nu există încă o carieră în exploatare, s-a folosit o parte din cuarţita extrasă cu ocazia lucrărilor de prospectare a zăcămîntului. Cuarţita a fost spartă în bulgări de maximum 150 mm şi spălată pînă la înlăturarea completă a corpurilor străine. Din 10 t din această cuarţită măcinată au rezultat două tone de marşalită şi opt tone de cuarţ granulat cu următoarea compoziţie granulometrică :

Granulaţia, mm	3–4	2–3	1–2	0,5–1	0,2–0,5	0,08–0,2	sub 0,08
Cantitatea, %	5	34	7	18	13	10	13

Reţeta folosită a fost următoarea : 70% cuarţ granulat, 0 — 4 mm ; 28% marşalită ; 2% acid boric. Acest amestec a asigurat o densitate aparentă după îndesare de 2,05 kg/dm ³, iar durabilitatea căptuşelilor a fost următoarea :

— o căptuşeală nouă a rezistat pînă la prima reparaţie în medie 180 şarje (maximum 196 şarje şi minimum 165 şarje), respectiv 21 zile de funcţionare continuă, fără întrerupere ;

— după reparaţie, căptuşelile au mai rezistat în medie încă 165 şarje, respectiv 19 zile.

Deci o căptuşeală refractară a rezistat în medie la 345 şarje, adică 40 zile lucrătoare (în trei schimburi). La o asemenea durabilitate rezultă un consum de circa 3,3 kg material de ştampare la o tonă fontă lichidă, fapt ce reprezintă o realizare deosebită. Rezultatele obţinute cu aceste materiale au fost superioare celor obţinute cu cuarţită de Orşova.

Datorită faptului că cuarţul granulat la dimensiuni de 0 — 4 mm prezintă neuniformităţi în compoziţia granulometrică, de la un sac la altul, materialul a fost sortat pe anumite grupe de granulaţii.

Reţeta folosită în acest caz a fost următoarea : 40% cuarţ granulat 1—4 mm ; 22% cuarţ granulat, 0,2—1 mm ; 22% cuarţ granulat, 0,06—0,2 mm ; 14,2 % marşalită ; 1,8 % acid boric. Total 100 %.

Această repartiţie granulometrică este reprezentată grafic în figura 5.

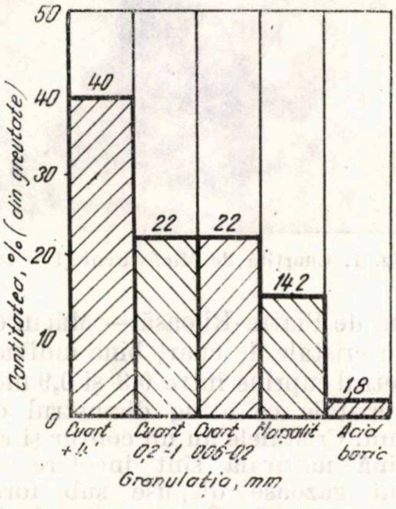


Fig. 5. Repartiţia granulometrică a cuarţului.

Şi această reţetă asigură o densitate aparentă a materialului de 2 — 2,1 kg/dm ³, iar durabilitatea căptuşelilor este cu 10 — 15% mai mare, respectiv consumul de material cuarţos pe tona de fontă lichidă scade la 2,8 kg în cazul în care se face o singură reparaţie la căptuşeală. Dacă se fac mai multe reparaţii, consumul de material cuarţos scade sensibil.

Prepararea amestecului de ștampare. Atît cuarțul granulat, cît și făina de cuarț, au fost uscate înainte de folosire. Uscarea s-a făcut pe o tavă încălzită cu gaz metan pe care s-au pus porții de cîte 80 — 100 kg material. Durata uscării a fost de 15 — 30 min, timp în care materialul a fost lopătat. După uscare materialele au fost cîntărite conform rețetei arătate anterior, astfel încît să se obțină porții de cîte 100 kg material de ștampare. Cele mai bune rezultate s-au obținut folosindu-se 1,8% acid boric. Amestecarea sorturilor s-a făcut într-un amestecător cu palete, timp de 10 — 15 min. Înaintea folosirii materialului de ștampare, pentru fiecare căptușeală s-a verificat densitatea aparentă a materialului după tasare, care a fost de 2 — 2,1 kg/dm ^{3}.

Verificarea densității aparente s-a făcut în felul următor: din fiecare porție de 100 kg material de ștampare s-au cîntărit 2 — 3 probe a cîte 200 g material. Acest material a fost introdus într-un tub cu diametrul de 50 mm (fig. 6). Cu ajutorul sonetei cu care se confecționează probele pentru permeabilitate la amestecurile de formare s-au aplicat 15 — 18 lovituri, iar apoi s-a măsurat înălțimea cilindrului de material tasat. Volumul materialului s-a calculat după formula cunoscută:

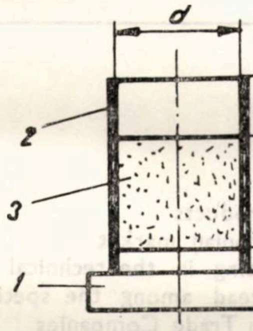


Fig. 6. Dispozitivul pentru verificarea densității aparente a amestecului de ștampare:
1 — suport; 2 — tub; 3 — amestec de ștampare.

$$V = \frac{\pi d^2}{4} (h_2 - h_1),$$

iar densitatea aparentă

$$\gamma = \frac{G}{V}, \mathrm{kg/dm^3}$$

Execuția căptușelii. Figura 7 arată forma cuptorului și deci forma căptușelii refractare.

Mai întîi se așază cărămizile de fund și de guler, iar apoi se verifică spirele cuptorului la presiune, astfel încît acestea să nu aibă fisuri și să nu fie scurgeri de apă. Se confecționează apoi și se montează izolația de azbest care separă spira cuptorului de căptușeala refractară. După terminarea acestor operații se execută fundul creuzetului din două porții a cîte 100 kg material de ștampare, baterea făcîndu-se după fiecare porție în parte. Prima dată se face baterea cu bătător plat, iar apoi, cu bătător îngust. Atunci cînd fundul cuptorului este bătut se pune șablonul și se fixează central prin distanțiere. Se pune material cu lopata pe o înălțime de cîte 15 — 20 cm pe circumferința șablonului, iar apoi se face baterea pînă la tasarea completă a materialului. O tasare corespunzătoare se obține la acel material de ștampare, în care, în stare vărsată, se introduce greu lopata.

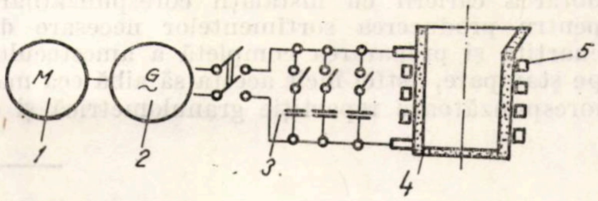


Fig. 7. Cuptorul cu inducție:
1 — motor de acționare; 2 — generator; 3 — baterie de condensator; 4 — căptușeală refractară; 5 — spiră inductor.

Sinterizarea căptușelii. În scopul obținerii unei bune rezistențe a căptușelii refractare la solicitările mecanice, termice și chimice, trebuie asigurat un regim optim de încălzire și sinterizare, astfel încît să se realizeze o bună legătură între granulele de cuarț. Este contraindicată o încălzire prea rapidă a căptușelii, întrucît metalul se poate topi mai înainte ca căptușeala să fie sinterizată și, în acest caz, pot apărea perforări și accidente.

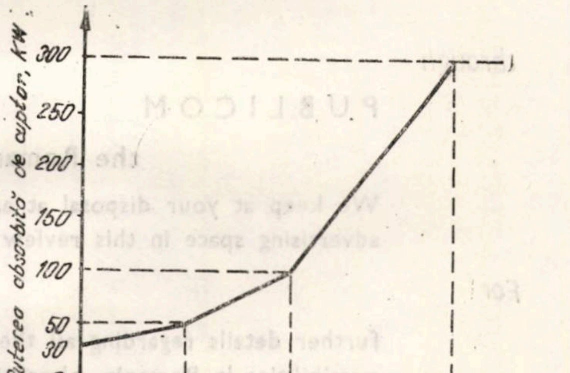


Fig. 8. Diagrama de sinterizare a căptușelii refractare la cuptorul cu inducție IMSK 1000.

La cuptoarele IMSK 1000, diagrama de sinterizare este ca în figura 8. În timpul sinterizării, creuzetul este încărcat cu calupuri din fontă nouă.

Concluzii. Numărul de ștampări executate cu cuarțită de Mînăstireni se ridică la circa 50, fapt ce exprimă verificarea și certificarea rezistenței și durabilitatea acesteia.

În timpul experimentărilor s-au folosit mai multe rețete de ștampare, cu procente diferite ale granulației între 0 și 4 mm, urmărindu-se tot timpul și procentul de acid boric optim, de 1,8%, și respectîndu-se cele mai corespunzătoare procedee de execuție a căptușelii.

Se menționează faptul că procedeul de elaborare a fontelor și oțelurilor în cuptoare cu inducție a căpătat din ce în ce mai mare întrebuințare, iar consumul de cuarțită a crescut simțitor.

Dat fiind importanța compoziției chimice la cuarțitele folosite pentru confecționarea căptușelilor refractare, cît și a purității lor, se impune dotarea carierii cu instalații corespunzătoare pentru producerea sortimentelor necesare de cuarțite și prepararea completă a amestecului pe ștampare, astfel încît acesta să aibă cea mai iorespunzătoare repartiție granulometrică și o mare puritate, evitîndu-se impurificările cu pilitură de fier sau alte materiale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sulea P. ș. a. *Elaborarea fontelor în cuptoare electrice cu inducție de joasă frecvență.* O. D. P. T., 1968.

[2] Ciontea N. și colectiv. *Studiul căptușelilor acide pentru cuptoarele electrice cu inducție.* Laboratorul central de cercetări de pe lîngă Combinatul de porțelan—Cluj, 1968—1969.

[3] Blankenburg R. I. *Sinterizarea și topirea nisipului cuarțos și influența cantităților mici de impurități asupra acestor procese.* Budapesta, Siliconf, 1967.

[4] Brana V. *Zăcămintele nemetalifere din România.* 1967.

[5] Butt Iu. M. și Raskovici L. N. *Intărirea lianților la temperaturi ridicate.* București, Editura tehnică, 1969.

◆

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through

PUBLICOM

the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency
22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

Considerații privind posibilitățile de micșorare a consumului de cocs la furnale

Ing. D. DOBROVICI
Institutul politehnic – București

CZ 662. 741. 3 : 669. 162. 2

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LES POSSIBILITÉS DE RÉDUIRE LA MISE-AU-MILLE DU COKE DANS LES HAUTS FOURNEAUX

Sont analysés les principaux moyens permettant l'abaissement de la mise-au-mille dans les hauts fourneaux de Roumanie, à savoir : amélioration de la granulométrie des minerais et du coke, élimination du calcaire sous forme brute dans la charge, meilleure circulation des gaz dans le haut fourneau (contrôle amélioré de cette dernière), détermination d'un régime ,,économique'' du sufflage, efficacité accrue de l'utilisation des combustibles auxiliaires — insufflés par les tuyères, sufflage d'oxigène, etc.

Outre les moyens techniques ,,classiques'', sont décrits certains procédés qui, même s'ils ne sont pas encore appliqués à l'échelle industrielle, sont cependant censés de déterminer à l'avenir une diminution substantielle de la mise-au-mille du coke. L'application industrielle de ces procédés (utilisation de l'éponge de fer, des gaz convertis et de l'énergie électrique) nécessite cependant la réalisation préalable d'un vaste programme de recherches scientifiques.

CONSIDERATIONS REGARDING POSSIBILITIES OF REDUCING COKE CONSUMPTION IN BLAST-FURNACES

Main means which may lead to a further reduction in specific coke consumption in blast-furnaces under Rumanian circumstances are analysed : improvement of ore and coke granulation, uniformization of ore composition, removal of raw lime-stone, improvement of control and gas flow circulation within the blast-furnace, working-out of most ,,economic'' blast regime, increased utilization efficiency of auxiliary combustibles injected through tuyères, oxygen blast etc.

Besides ,,standard'' technical means, several proceedings, which have not yet attained industrial stage, but which emphasize important outlooks for lowering specific coke consumption are presented. Practical use of these proceedings (utilization of iron sponge, of conversion gases and of electrical power) requests a wide research program.

Rolul cocsului metalurgic în furnal este foarte complex, întrucît pe lîngă faptul că asigură cea mai mare parte din cantitatea de căldură pentru procesele metalurgice și face posibilă obținerea temperaturilor înalte necesare în creuzet, are și o participare directă sau indirectă în desfășurarea acestor procese, pe care le poate influența în bine sau în rău. Astfel cocsul asigură permeabilitatea încărcăturii și circulația normală a gazelor, precum și regenerarea gazului reducător în zona temperaturilor înalte din furnal. Folosirea unui cocs de calitate necorespunzătoare atît în privința compoziției, cît și a proprietăților fizico mecanice, în special a granulației și rezistenței la cald și la rece, poate duce la deranjamente și la înrăutățirea indicatorilor furnalului.

Economisirea cocsului constituie o problemă de primă importanță atît din cauză că este un material deficitar, care în bună parte se importă, cît și deoarece valoarea lui reprezintă circa 40 % din prețul de cost al fontei.

În ultimii ani au fost obținute rezultate remarcabile pe linia micșorării consumului specific de cocs ; astfel pot fi citate consumuri de 430 — 460 kg/t la furnalele uzinei Cerepoveț — U.R.S.S., consumuri de ordinul a 400 — 450 kg/t în Japonia, de circa 500 kg/t în S.U.A. și în alte țări.

Aceste rezultate au fost obținute prin folosirea în încărcătură a minereurilor bogate în fier, printr-o bună pregătire, în special granulometrică, a minereurilor și cocsului, prin insuflarea în creuzet a unor cantități de combustibili auxiliari pentru înlocuirea parțială a cocsului și prin conducerea atentă și corectă a procesului din furnal.

Desigur că avantajele folosirii unor minereuri bogate în fier și deci a obținerii la furnale a unor indici de scoatere de fontă de ordinul a 55—60 % sînt evidente însă obținerea unor asemenea minereuri este legată de importuri sau de preparări, care în numeroase cazuri ridică probleme economice dificile. Rămîn însă numeroase alte posibilități care, puse în aplicare, fac posibilă obținerea de rezultate comparabile.

Prepararea granulometrică a încărcăturii trebuie luată în considerare drept cea mai importantă dintre condițiile pentru o bună funcționare a furnalului ; acesta fiind în primul rînd un schimbător de căldură și de masă în contracurent, necesită realizarea unei cît mai uniforme scurgeri a gazelor reducătoare, ceea ce implică o granulaţie omogenă a bucăţilor, lipsa măruntului şi o repartizare corectă a minereurilor şi cocsului la încărcare.

Pentru ca schimburile dintre faza gazoasă şi faza solidă să fie cît mai intense, trebuie determinate experimental pentru fiecare minereu sau aglomerat, limitele de granulaţie cele mai convenabile, ţinînd seamă atît de reductibilitatea şi porozitatea acestora, cît şi de necesitatea de a nu provoca pierderi de presiune prohibitive şi deranjamente în coborîrea încărcăturii prin furnal. Rezultatele cele mai bune obţinute la diferite furnale s-au realizat cu aglomerate ciuruite, cu pelete sau cu minereuri calibrate, avînd dimensiunile cuprinse între 5 şi 20 mm (uneori pînă la 30 mm), dimensiunea medie fiind de ordinul a 14 — 16 mm [1], [2].

Punerea la punct a unei pregătiri optime din punct de vedere granulometric, care în uzinele moderne se combină şi cu operaţiile de omogenizare a compoziţiei minereurilor, implică un volum important de operaţii mecanice şi instalaţii de concasare-clasare-omogenizare. Sînt de asemenea necesare studii aprofundate asupra caracteristicilor materialelor la încărcare şi asupra comportării lor fizico-chimice în interiorul furnalului; în special trebuie cunoscută reductibilitatea aglomeratelor şi a minereurilor pe clase de mărime, eventualitatea apariţiei unei dezagregări a bucăţilor în cursul procesului de reducere, efectul creşterii bazicităţii aglomeratelor asupra caracteristicilor acestora etc.

Este important din punctul de vedere al economisirii cocsului metalurgic, să fie complet eliminat calcarul brut din încărcătura furnalului, cu introducerea lui în aglomerat sau în pelete. În cazurile cînd acest lucru nu este posibil, trebuie acordată aceeaşi atenţie granulaţiei calcarului (20 — 30 mm), pentru ca descompunerea lui să nu intre în zona reducerilor directe.

În conducerea procesului din furnal trebuie organizat controlul calităţii minereurilor şi aglomeratelor, încît să existe certitudinea cunoaşterii compoziţiei şi a granulaţiei, înainte sau imediat după încărcare; în prezent funcţionează în mai multe uzine instalaţii pentru luarea şi prelucrarea automată a probelor de minereuri şi de cocs [3], iar instalaţii pentru analiza rapidă a acestora există şi în R.S. România.

Efectul de uniformizare a regimului termic şi a compoziţiei fontei şi zgurei, pe care îl asigură mijloacele de pregătire şi de control menţionate mai sus, permiţînd furnalistului să conducă procesul fără a-şi păstra rezerve de căldură, se poate completa prin introducerea controlului corect a reductibilităţii aglomeratelor, a cărei variaţie influenţează atît procesele de reducere, cît şi intensitatea de funcţionare a furnalului.

O dată cu introducerea clasării granulometrice a minereurilor şi aglomeratelor s-au demonstrat practic avantajele clasării cocsului cu sfărîmarea bucăţilor mari şi înlăturarea măruntului, în aşa fel încît să se încarce în furnal un cocs cu dimensiunea medie mai apropiată de a minereurilor şi cu un interval cît mai restrîns de variaţie [1], [2], [4], [5]. Astfel în urma experimentărilor efectuate în condiţiile specifice ale diferitelor uzine s-au propus pentru cocs diferite limite de granulaţie : 15—50 mm şi 20—60 mm (S.U.A.), 25—70 mm (Japonia), 40—80 mm (R.F. a Germaniei), 30—50 mm şi 40—60 mm (U.R.S.S.). Datele de mai sus indică tendinţa de folosire a unui cocs calibrat, care a şi fost pusă în practică la mai multe uzine din ţările menţionate.

Datorită concasării şi manipulării suplimentare, s-a obţinut un cocs avînd dimensiunea medie mai mică însă mai rezistent şi mai omogen ca granulaţie, ceea ce are ca efect micşorarea consumului specific la furnale, atunci cînd şi minereurile sînt bine clasate; economia de cocs este mai mare decît cantitatea de cocs mărunt care rezultă în urma operaţiilor de concasare—clasare [3]. Interesul aplicării acestor operaţii de „stabilizare" a cocsului şi la furnalele din R.S. România a fost arătat într-o serie de lucrări ale ICEM [6].

Clasarea granulometrică a minereurilor şi a cocsului trebuie completată cu controlul permanent al circulaţiei gazelor prin cuva furnalului cu ajutorul sondelor orizontale şi dirijarea gazelor prin alegerea judicioasă a schemei de încărcare şi a mărimii încărcăturii; în acest mod, în condiţiile unor furnale bine conduse, au putut fi obţinute diferenţe între conţinuturile maxime şi minime de CO_2 pe diametrul cuvei furnalului, de ordinul a 1 — 3% [7].

Folosirea atentă şi permanentă, la toate furnalele din R.S. România, a acestui important mijloc de control şi dirijare a circulaţiei gazelor, ar avea ca efect economii sensibile de cocs prin folosirea mai completă a capacităţii reducătoare a gazelor.

Intensitatea de funcţionare a furnalului depinde direct de cantitatea de aer suflat şi se exprimă de obicei prin cantitatea de combustibil consumat pe zi şi unitatea de volum. Cu cît se va sufla mai mult aer şi va creşte cantitatea de combustibil consumată zilnic, cu atît va scădea durata de trecere a încărcăturii prin furnal şi va creşte cantitatea de fontă produsă. În funcţie de reductibilitatea minereurilor, de modul cum circulă gazele şi de granulaţia încărcăturii, consumul specific de combustibil va creşte, începînd de la o anumită valoare a debitului de aer. Creşterea consumului de combustibil este cauzată atît de înrăutăţirea raportului dintre reducerile indirecte şi reducerile directe, cît şi de creşterea vitezei gazelor, care duc la apariția deranjamentelor în coborîrea încărcăturii.

Regimul economic de funcționare, căruia îi corespunde consumul minim de combustibil, diferă în funcție de condițiile de exploatare și trebuie determinat experimental pentru fiecare furnal în parte. În figura 1 este arătată dependența dintre consumul specific de combustibil și debitul aerului suflat, stabilită pentru ambele furnale de la Reșița în condițiile din trim. IV. 1968, de unde rezultă și regimul economic de suflare a aerului [8].

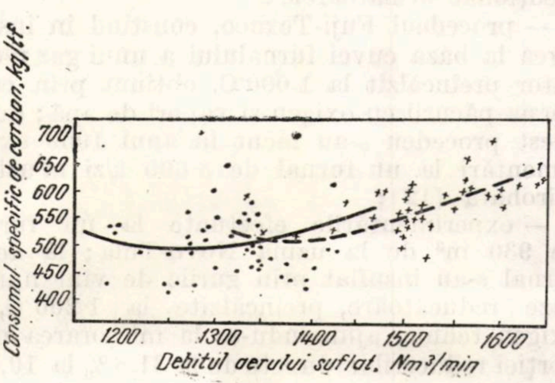


Fig. 1. Determinarea regimului economic de suflare a aerului, în condițiile furnalelor Reșița [8].

Clasarea minereurilor și a cocsului, „stabilizarea" cocsului, uniformizarea circulației gazelor, îmbunătățirea reductibilității minereurilor, creșterea presiunii gazelor în furnal etc. au ca efect deplasarea către dreapta a zonei de funcționare economică, permițînd creșterea productivității furnalului, în condițiile unui consum de cocs minim.

Creșterea presiunii, care aduce îmbunătățiri atît în desfășurarea reducerilor, cît și a fenomenelor aerodinamice din furnal, prezintă un interes imediat, deoarece la majoritatea furnalelor din R.S. România mai există posibilități de creștere a presiunii.

Folosirea combustibililor auxiliari și a oxigenului. În prezent, injectarea combustibililor auxiliari (gaz metan și păcură) prin gurile de vînt este introdusă în măsură largă în practica curentă; injectarea cărbunilor, deși teoretic mai avantajoasă, s-a lovit de numeroase dificultăți tehnice și tehnologice care au făcut să fie puțin folosită în practică.

Eficiența folosirii acestor combustibili, exprimată prin coeficientul de înlocuire a cocsului prin combustibilul auxiliar, este legată de posibilitățile de creștere a temperaturii aerului suflat și de gradul de utilizare a hidrogenului la reducerile indirecte.

Cu toate că s-a putut ajunge la înlocuirea a 10–16 % din consumul specific de cocs prin combustibili auxiliari (la adaosuri de 60–100 Nm³ sau kg/t fontă), eficiența folosirii lor este foarte diferită, coborînd, în cazul adaosurilor mari, sub 1 kg cocs/Nm³ sau kg. În general se dă prea puțină atenție atît menținerii corelației necesare între temperatura aerului și raportul combustibil auxiliar/aer, cît și variației conținutului de hidrogen în gazul care părăsește furnalul; ca urmare apar variații în procesele de reducere și în regimul termic al creuzetului, ducînd la limitarea posibilităților de înlocuire a cocsului.

Dacă în prezent cantitatea de cocs înlocuită de către combustibilii auxiliari este limitată, din cauză că temperatura medie de preîncălzire a aerului nu depășește 1 100–1 150°C, datorită calității insuficiente a materialului refractar folosit la caupere, rămîne deschisă posibilitatea creșterii consumului de combustibili auxiliari prin îmbogățirea în oxigen a aerului suflat; de asemenea trebuie luată în considerație și posibilitatea creșterii temperaturii din zona de ardere, prin introducerea unei cantități de energie electrică în această zonă a furnalului.

Oxigenul este folosit în prezent la numeroase furnale, mai ales în U.R.S.S. și Japonia, însă în proporții mici, urmărindu-se creșterea intensității de funcționare a furnalelor; în unele țări (S.U.A.) s-a ajuns la concluzia că oxigenul consumat costă prea mult față de economiile ce rezultă la prețul de cost al fontei.

În R.S. România, unde cocsul de import este scump față de cocsul intern, folosirea oxigenului apare avantajoasă din punct de vedere economic. Ținînd seamă că în curînd vor apărea disponibilități de oxigen pentru furnalele de la Hunedoara și de la Galați, trebuie să fie valorificate neîntîrziat avantajele pe care le oferă.

Merită să fie menționate rezultatele unui studiu [9] recent și a unor experimentări de la un furnal din R.F. a Germaniei, care arată posibilitatea consumării a 50 kg păcură/t fontă la 24 % O_2 și a 100 kg păcură/t la 28 % O_2 și a creșterii producției de fontă cu 9 %, respectiv 15 %.

Perspective privind reducerea consumului specific de cocs. Metodele tehnice folosite la furnale sînt în prezent bine definite, iar efectele lor pot fi evaluate cu suficientă precizie; acestea pot fi aplicate indiferent de mărimea furnalului. Practica a arătat că trebuie păstrată o anumită ierarhie în utilizarea metodelor tehnice și că punerea lor în aplicare în altă ordine are ca efect rezultate mediocre sau chiar nefavorabile.

Prepararea încărcăturii este o condiție imperativă în toate cazurile; în special trebuie să primeze asigurarea granulației și a reductibilității, uniformizarea compoziției chimice și eliminarea calcarului brut.

Pe a doua treaptă trebuie situată creșterea temperaturii aerului și injectarea combustibililor auxiliari la gurile de vînt, iar pe treapta a treia, folosirea presiunii ridicate în furnal şi adăugarea oxigenului în aerul suflat.

Privind lucrurile din acest punct de vedere, rezultă că la majoritatea furnalelor din R.S. România trebuie acordată prioritate măsurilor de asigurare a uniformităţii compoziţiei şi a granulaţiei corecte la minereuri, aglomerate şi cocs.

În afara metodelor tehnice ,,clasice'' se află în diferite stadii de cercetare atît la noi în ţară, cît şi în alte părţi, o serie de procedee care puse în aplicare ar putea duce la schimbări mai profunde în desfăşurarea proceselor şi în construcţia furnalului, cu scăderi importante ale consumului specific de cocs.

Aceste procedee pot fi grupate astfel:

Folosirea buretelui de fier în încărcătură. Prin introducerea în furnal a unor cantităţi de burete de fier, obţinute în instalaţii de reducere folosind gazul metan, se ajunge la un anumit grad de ,,metalizare'' a încărcăturii, ceea ce duce la scăderea proporţională a cantităţii de fier redus pe cale directă. Posibilităţile teoretice de economisire a cocsului rezultă din diagrama dată în figura 2 [10].

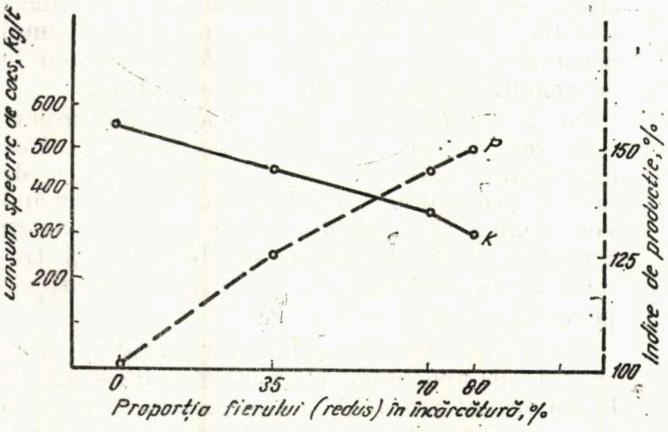


Fig. 2. Efectele ,,metalizării'' încărcăturii asupra indicatorilor furnalului [10].

Rezultatele promiţătoare obţinute la diferite experimentări, efectuate la scară pilot sau industrială (una din primele experimentări industriale a fost făcută în R.S. România [11]), arată că acest procedeu prezintă interes acolo unde cocsul este scump şi există unele cantităţi de minereuri bogate din care să se obţină buretele de fier.

Este de presupus că folosirea în proporţie ridicată a buretelui de fier în încărcătură va transforma furnalul într-un agregat mai scund, destinat topirii, cu productivitate mare, spre deosebire de actualul agregat, dimensionat pentru procese de reducere şi topire.

Insuflarea gazelor reducătoare în furnal. Procesele de reducere indirectă din cuva furnalului pot fi intensificate prin insuflarea unor cantităţi de gaze reducătoare preîncălzite, obţinute în afara acestuia, prin conversia gazului metan sau a păcurii cu oxigen, bioxid de carbon sau vapori de apă [1].

Pe această linie au fost efectuate numeroase cercetări în multe ţări, printre care şi în R.S. România; dintre experimentările la scară industrială efectuate în ultimul timp sînt de menţionat următoarele:

— procedeul Fuji-Texaco, constînd în insuflarea la baza cuvei furnalului a unui gaz reducător preîncălzit la 1 000°C, obţinut prin conversia păcurii cu oxigen şi vapori de apă; după acest procedeu s-au făcut în anul 1969 experimentări la un furnal de 3 600 t/zi al uzinei Hirohata [12];

— experimentările efectuate la un furnal de 930 m^3 de la uzina Novo-Tula; la acest furnal s-au insuflat prin gurile de vînt numai gaze reducătoare, preîncălzite la 1 200°C, şi oxigen tehnic, ajungîndu-se la micşorarea proporţiei reducerilor directe de la 31,8 % la 10,6% şi la micşorarea consumului specific de cocs cu 20 %, de la 555 la 444 kg/t [13].

Folosirea energiei electrice la elaborarea fontei. Elaborarea fontei cu ajutorul energiei electrice este limitată din motive economice la cîteva ţări, în care energia electrică este ieftină.

În prezent ţinînd seamă pe de o parte de scumpirea continuă pe piaţa internaţională a cărbunilor cocsificabili şi a cocsului, iar pe de altă parte de posibilitatea de a efectua reducerea oxizilor de fier cu gaze reducătoare obţinute fără consum de cocs, apare interesantă din punct de vedere economic studierea unor procedee care să permită acoperirea unei părţi din cantitatea de căldură necesară pentru elaborarea fontei, cu ajutorul energiei electrice.

★

Consumul specific de cocs a scăzut la furnalele din R.S. România în ultimii 20 de ani la mai puţin de jumătate, aşa cum se vede din datele de mai jos:

	1950	1955	1960	1965	1967	1969	1970
Consum specific cocs tehnic, kg/t	1 230	1 145	1 060	725	665	613	607

Această realizare a fost posibilă aşa cum s-a mai arătat [14] prin folosirea în proporţie importantă a aglomeratului autofondant, creşterea conţinutului de fier în minereuri, îmbunătăţirea cocsului, folosirea gazului metan în paralel cu creşterea temperaturii aerului, creşterea volumelor şi modernizarea furnalelor; la acestea s-a adăugat şi o îmbunătăţire a conducerii proceselor din furnale.

Micşorarea în continuare a consumului specific de cocs, sub nivelele ce se realizează în prezent, constituie o sarcină dificilă care impune aplicarea riguroasă a metodelor tehnice ,,clasice'' arătate mai sus; trebuie rezolvată problema uniformizării compoziţiei minereurilor, îmbunătăţită granulaţia încărcăturii furnalelor, asigurată buna funcţionare a preîncălzitoarelor de aer şi trecerea la folosirea oxigenului. În acelaşi timp trebuie îmbunătăţit controlul tehnologic al furnalelor şi acordată o mai mare atenţie modului în care se face supravegherea şi conducerea proceselor din furnale.

De asemenea, trebuie continuate şi extinse cercetările în vederea aplicării metodelor şi principiilor noi, menţionate mai sus, care pot să asigure economii importante de cocs în viitor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Michard J. *Dezvoltarea furnalelor.* Annales des Mines, nr. 2, 1970.

[2] Cromwell D. *Cauzele funcţionării excelente ale furnalelor japoneze.* Blast Furnace and Steel Plant, nr. 4, 1968.

[3] Loorz W. ş.a. *Concasarea cocsului şi funcţionarea furnalului cu cocs clasat şi aglomerat clasat.* Stahl und Eisen, nr. 15, 1968.

[4] Opitz W. *Influenţa clasării cocsului asupra funcţionării furnalelor.* Stahl und Eisen, nr. 24, 1966.

[5] * * * *Impresii de la o vizită la uzina Cerepoveţ.* Stahl und Eisen, nr. 8, 1969.

[6] Falck E., Barbu I. şi Novac C. *Influenţa stabilizării cocsului asupra îmbunătăţirii indicilor tehnico-economici ai furnalului.* Colecţia Studii de sinteză, C.D.P.T., M.I.M., 1969.

[7] Delacharlerie A. Furnalul nr. 4 al Soc. Forges, de Thy-Marcinelle et Monceau. CIT—CDS, nr. 3. 1970.

[8] Dobrovici D., Dijmărescu A. şi Ionila G. *Intensitatea de funcţionare a furnalelor C.S. Reşiţa,* Comunicare prezentată la sesiunea ştiinţifică C.S.R. 1969.

[9] Henkel S. ş.a. *Tehnica şi efectele insuflării oxigenului în furnale.* Stahl und Eisen, nr. 7, 1970.

[10] Astier J. ş.a. *Influenţa produselor prereduse asupra procedeelor de elaborare a fontei.* CIT—CDS, nr. 6, 1967.

[11] Tripşa I. şi Hătărăscu O. *Cercetări pentru elaborarea fontei în furnal, folosind burete de fier în încărcătură.* Metalurgia, nr. 7, 1966.

[12] * * * *Dezvoltarea unui nou procedeu pentru furnale.* Stahl und Eisen, nr. 7, 1970.

[13] Voscoboinicov V.G. ş.a. *Experimentări la furnale cu folosirea gazelor reducătoare preîncălzite şi a oxigenului tehnic.* Stal, nr. 4, 1970.

[14] Avram C. şi Dobrovici D. *Dezvoltarea producţiei de fontă şi perspective de viitor.* Metalurgia, nr. 8, 1969.

ÎN ATENŢIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacţie în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor şi adresa lor exactă, pentru corespondenţă şi retribuţie.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele şi prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituţiei la care funcţionează.

— Articolele nu vor depăşi :

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă şi măsurile adecvate de protecţia muncii.

— Articolele originale vor fi însoţite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obţinute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol şi va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărţi: numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul întreg al cărţii, în limba originală, editura, localitatea, anul apariţiei;

— pentru reviste sau alte publicaţii periodice: numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoţite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor putea modifica numai greşelile tipografice sau erorile de conţinut; nu se va ţine seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacţiei în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa: Centrul de documentare şi publicaţii tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, Bucureşti.

Cărbuni pentru cocs din Valea Jiului

Ing. V. FRIGURĂ

CZ 622.81 :662.741.3(498)

CHARBONS POUR LE COKE DE LA VALLÉE DU JIU

On présente le stade actuel de la préparation des charbons de la Vallée du Jiu, ainsi que leur qualité, en vue de leur meilleure utilisation pour la fabrication du coke. On présente aussi les résultats d'une analyse sur une éprouvette moyenne de charbon brut et l'on donne des indications concernant le contrôle de la qualité; on expose le mode de préparation des charbons de laVallée du Jiu, en décrivant les opérations de préparation; on spécifie les qualités d'agglutination et de cokefaction. Pour conclure, on montre les tâches d'avenir dans ce domaine.

COAL FOR COKE FROM THE VALLEY OF THE JIU

Actual stage of preparation and quality of coal from the valley of the Jiu are presented, having in view their better utilization for coke manufacturing. The paper contains as well: analyse of a mean raw coal sample, with indications regarding reckoning method for quality control; preparation method for Valea Jiului-coal, including description of preparation stages; agglutinating and coking properties. As a conclusion, tasks for the future in this field are emphasized.

Punerea în funcţiune, în anul 1959, a Uzinei de semicocs de la Călan şi în anul 1961 a Uzinei cocsochimice de la Hunedoara, cu îmbunătăţirile aduse pe parcurs, uzine care utilizează parţial cărbuni necocsificabili sau slab cocsificabili din Valea Jiului pentru fabricarea cocsului, constituie una din marile realizări ale industriilor siderurgică şi carboniferă din R.S. România.

În lucrarea de faţă se expune stadiul actual al calităţii şi preparării cărbunilor din Valea Jiului pentru cocs.

În tabela 1 se arată analiza unei probe medii aproximative de cărbune brut din Valea Jiului, simbolurile fiind conform STAS 398-56.

Umiditatea totală W_t^i (6,8) şi cenuşa A^{anh} (35,2), care constituie balastul (impurităţile), se determină curent în laboratoarele uzinale şi ser-

Tabela 1

Specificare	Proba iniţială		Proba uscată la aer (proba pentru analiză)		Proba anhidră (fără umiditate)		Masa combustibilă (fără umiditate şi cenuşă)	
	Simbol	%	Simbol	%	Simbol	%	Simbol	%
Umiditate de îmbibaţie	W_i^i	3,8	—	—	—	—	—	—
Umiditate higroscopică	W_h^i	3,0	W_a^a	3,0	—	—	—	—
Umiditate totală	W_t^i	6,8	—	—	—	—	—	—
Cenuşă	A^i	32,8	A^a	34,1	A^{anh}	35,2	—	—
Materii volatile	V^i	27,2	V^a	28,3	V^{anh}	29,2	V^{mc}	45,0
Cărbune fix	C_f^i	33,2	C_f^a	34,6	C_f^{anh}	35,6	C_f^{mc}	55,0
Total		100,0		100,0		100,0		100,0
Umiditate totală	W_t^i	6,8	W_a^a	3,0	—	—	—	—
Cenuşă	A^i	32,8	A^a	34,1	A^{anh}	35,2	—	—
Carbon	C^i	46,6	C^a	48,5	C^{anh}	49,8	C^{mc}	77,0
Hidrogen	H^i	3,3	H^a	3,4	H^{anh}	3,5	H^{mc}	5,5
Sulf combustibil	S_c^i	2,5	S_c^a	2,6	S_c^{anh}	2,7	S_c^{mc}	4,1
Oxigen + azot	$O_d^i + N^i$	8,0	$O_d^a + N^a$	8,4	$O_d^{anh} + N^{anh}$	8,8	$O_d^{mc} + N^{mc}$	13,4
Total		100,0		100,0		100,0		100,0
Putere calorifică superioară, kcal/kg	Q_s^i	4 710	Q_s^a	4 900	Q_s^{anh}	5 030	Q_s^{mc}	7 800

vesc la recepția cărbunilor. Umiditatea totală W_t^i se compune din umiditatea de îmbibație W_i^i ce se adaugă în general în procesul de producție și din umiditatea higroscopică W_h^i, considerată ca umiditate de zăcămînt a cărbunelui în strat. Cifrele din ultima coloană pot fi considerate ca ,,constante calitative'' dacă reprezintă media mai multor analize. Cu ajutorul acestor cifre și cu ajutorul formulelor din STAS 398—56 pot fi calculate, pentru o anumită probă, toate cifrele din celelalte coloane dacă se cunosc umiditatea și cenușa acelei probe, formule ce pot fi determinate și direct din tabela 1.

Prepararea cărbunilor din Valea Jiului. Preparabilitatea cărbunilor din Valea Jiului este aproximativ aceeași la toate minele; ea este arătată în curba de spălabilitate din figura 1. O metodă eficace pentru caracterizarea spălabilității [1] constă în a determina procentul de concrescențe (cărbune concrescut cu steril) față de totalul cărbunelui brut, aceasta între anumite densități. Cărbunii cu mai puțin de 7,5% concrescențe, în treapta de densitate 1,5 — 2,0, pot fi socotiți ca ușor lavabili, iar cei cu peste 15%, ca greu lavabili. După cum rezultă din figura 2, cărbunele brut din Valea Jiului are 16,8% pentru scara de densitate 1,5 — 1,9, deci greu lavabil. Pentru a se obține un cărbune cu o cenușă mai mică, concrescențele trebuie deschise (sfărîmate) cît mai mult.

Preparația Petrila prepară cărbunii din minele Lonea (Lo), Petrila (P) și Dîlja; preparația Coroești (C) prepară cărbunii din minele Aninoasa (A), Vulcan (V) și Paroșeni, iar preparația Lupeni, din minele Lupeni (L) și Uricani (U). Cărbunele Vulcan a fost spălat pînă în anul 1965 la preparația Lupeni, întrucît intra într-un procent de circa 10% în rețeta de amestec cu cărbuni Lupeni și Uricani, pentru cocs; după 1965 a fost scos din rețetă, spălarea lui trecîndu-se la preparația Coroești. Preparația Lupeni este singura care spală cărbuni pentru cocs, iar preparațiile Petrila și Coroești spală, în principal, cărbuni energetici și, în secundar, mici cantități de cărbuni pentru semicocs.

În figura 2 se arată schema tehnologică a preparației Lupeni. Preparația Lupeni a fost pusă în funcțiune în anul 1931, avînd la început un flux tehnologic simplu; după 1951, în vederea furnizării de cărbune pentru cocs, s-au efectuat îmbunătățiri importante de exemplu mărirea capacității de spălare și adăugarea de noi aparate de spălare (cuva cu mediu dens, mașina de zețaj și hidrocicloanele). Prin amestecul produselor spălate se obțin produsele comercializabile arătate în tabela 2: *1*) Cărbunele spălat pentru cocs (cărbune ,,special'') cu circa 9,3 % umiditate și 8,7 % cenușă, corespunzător STAS-ului fără a îndeplini condițiile din catalogul de prețuri din 1962, care prevede 7,

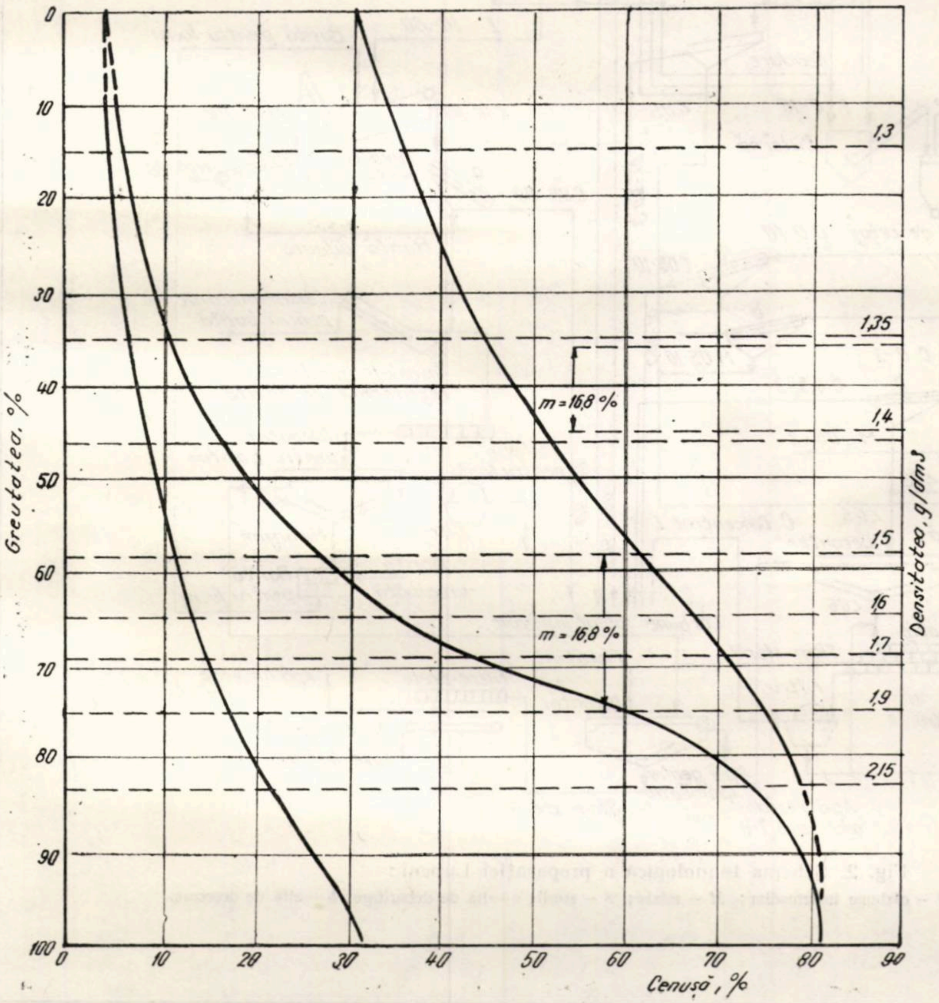


Fig. 1. Curba de spălabilitate a cărbunelui brut din Valea Jiului

Densitatea, g/dm³	Greutatea, %	Cenușă A^{anh}, %
<1,3	14,8	5,6
1,3—1,35	19,8	8.7
1,35—1,4	11,4	13,6
1,4—1,5	11,8	21,1
1,5—1,6	6,6	30,1
1,6—1,7	4,4	38,0
1,7—1,9	5,8	48,5
1,9—2,15	8.0	65.4
>2,15	17,4	78,2
	100,0	31,9

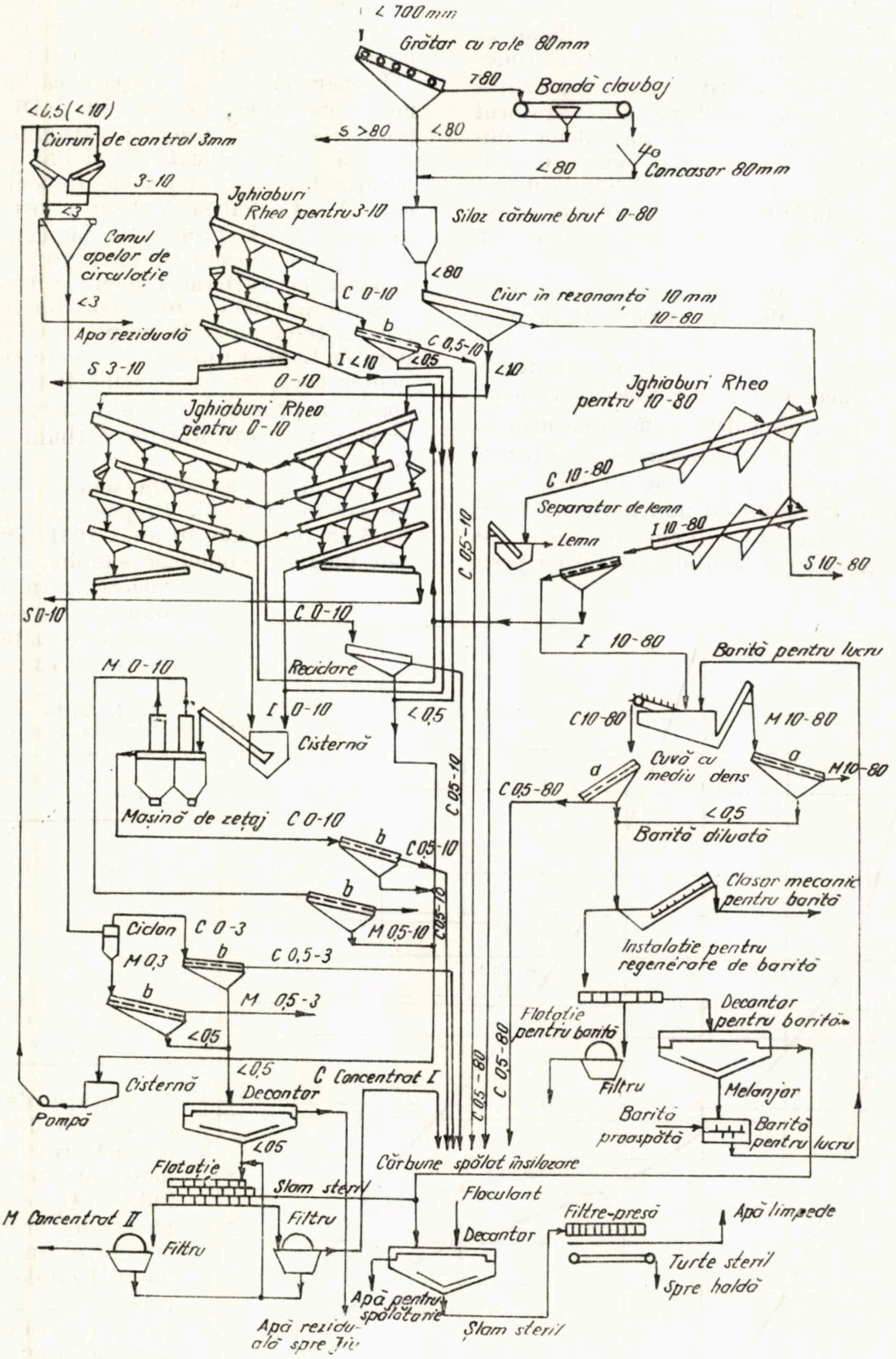

< 700 mm
Grătar cu role 80mm
>80
Bandă claubaj
<0,5(<10)
S >80
<80
Ciururi de control 3mm
40
Concasor 80mm
<80
3-10
<3
Jghiaburi Rheo pentru 3-10
Siloz cărbune brut 0-80
Canul apelor de circulație
<80
<3
C 0-10
Ciur în rezonanță 10 mm
10-80
Apa reziduală
b
C 0,5-10
S 3-10
I <10
<0,5
<10
0-10
Jghiaburi Rheo pentru 10-80
Jghiaburi Rheo pentru 0-10
C 10-80
Separator de lemn
I 10-80
Lemn
S 10-80
C 0,5-10
S 0-10
C 0-10
I 10-80
Barită pentru lucru
M 0-10
Reciclare
I 0-10
<0,5
C10-80
M 10-80
Cisternă
Cuvă cu mediu dens
a
a
M 10-80
C 0,5-10
C 0,5-80
<0,5
Mașină de zețaj C 0-10
Barită diluată
b
C 0,5-10
b
Clasor mecanic pentru barită
Ciclon
C 0-3
M 0,5-10
C 0,5-10
M 0,3
b
C 0,5-3
Instalație pentru regenerare de barită
b
M 0,5-3
Decantor pentru barită
Flotație pentru barită
<0,5
C 0,5-80
C 0,5-80
<0,5
C Concentrat I
Filtru
Cisternă
Decantor
Melanjor
Pompă
Barită proaspătă
Barită pentru lucru
<0,5
Cărbune spălat însilozare
Flotație
Slam steril
Floculant
M Concentrat II
Filtru
Filtre-presă
Apă limpede
Filtru
Decantor
Turte steril
Spre haldă
Apă pentru spălătorie
Apă reziduală spre Jiu
Slam steril

Fig. 2. Schema tehnologică a preparației Lupeni:

C – cărbune spălat; I – cărbune intermediar; M – mixte; S – steril; a – sită de debaritare; b – sită de desecare.

respectiv 8%; din această cauză, preparaţia Lupeni a trebuit să plătească penalizări importante în decursul anilor, drept corecţiuni de preţ. Din tabela 2 se mai constată că dintr-un cărbune brut cu 6,3% umiditate şi 36,5% cenuşă se obţine un produs comercializabil, cu 9,5% umiditate şi 24,1% cenuşă, cu o recuperare industrială de 75,5%, restul de 24,5% fiind steril de la preparare; recuperarea de cărbune spălat pentru cocs a fost de numai 39,6%. *2*) Cărbunele normal, care este un amestec de cărbuni spălaţi, mixte şi şlamuri de la flotaţie, are 20% cenuşă; el este vîndut mai ales la C.F.R. *3*) Sortul ,,mixte-şlam'', cu circa 42% cenuşă, este, de asemenea, un amestec de cărbuni spălaţi, mixte şi şlamuri de la flotaţie; el este livrat mai ales la termocentrala Paroşeni.

Tabela 2

Specificare	Granulaţia, mm	Producţia spălată, %	Producţia globală, %	Umiditatea W_t^i, %	Cenuşa A^{anh}, %
Cărbune brut supus preparării	0–700	—	100,0	6,3	36,5
Produse spălate :					
— cărbune spălat pentru cocs	0–80	100,0	75,5	9,5	24,1
	0–80	39,1	—	9,2	8,7
	0–10	0,5	—	11,7	8,6
	—	—	—	—	—
	0–80	39,6		9,3	8,7
— cărbune normal (energetic)	0–80	12,7	—	6,0	19,1
	0–10	8,9	—	11,2	21,5
	—	—	—	—	—
	0–80	21,6		8,1	20,1
— mixte-şlam (energetic)	0–80	14,8	—	10,6	42,5
	0–10	19,5	—	12,0	41,7
	10–80	4,5	—	4,5	43,5
	—	—	—	—	—
	0–80	38,8		10,6	42,2
Steril de la preparare	—	—	24,5	—	—

Preparaţia Petrila a fost pusă în funcţiune tot în anul 1931, cu un flux asemănător celui de la preparaţia Lupeni la acea dată; ulterior preparaţia Petrila nu a mai primit îmbunătăţirile importante ale preparaţiei Lupeni.

Preparaţia Coroeşti a fost pusă în funcţiune în anul 1965, cu un flux tehnologic mai complex, fiind încă în curs de reglare şi modificare.

Pentru obţinerea unei cantităţi mai mari şi unei calităţi de cărbune mai bune pentru cocs, la nivelul realizărilor pe plan mondial, trebuie ca în viitor preparaţiile să urmărească : reducerea procentelor de umiditate şi cenuşă, chiar sub procentele de 7, respectiv 8%; introducerea unor instalaţii pentru omogenizarea cărbunelui brut; instalarea unor aparate de spălare, care să producă cărbuni de o calitate mai omogenă şi mai constantă; instalaţii de desulfurare a cărbunelui înainte de livrare; o recuperare mai mare de cărbune pentru cocs; exploatarea selectivă a straturilor de cărbuni, avînd caracteristici de aglutinare şi cocsificare mai bune; reducerea preţului de cost al cărbunilor pentru cocs.

Calitatea cărbunilor din Valea Jiului. Pentru cunoaşterea calităţii cărbunilor se foloseşte clasificarea internaţională a huilelor [2]. Pentru încadrarea huilelor din R. S. România în clasificarea internaţională şi pentru determinarea diferitelor caracteristici ale acestor huile s-au efectuat diferite studii [3]–[5], cel mai complet şi mai recent fiind ,,Huilele din România'' [6], din care sînt date în tabelele 3 – 5 rezultatele mai principale. Acest studiu s-a executat în mai multe etape, începînd din anul 1953 pînă în 1966. Probele de cărbuni, în număr de 297 pentru Valea Jiului (tabela 4), s-au ridicat din straturile de cărbuni şi au fost recondiţionate în laborator prin spălare în medii dense la o cenuşă A^i sub 10% şi la o granulaţie corespunzătoare lucrărilor de laborator. Pentru determinarea însuşirilor de aglutinare şi cocsificare, în afară de indicii Roga şi Gray-King, care sînt mai des folosiţi în practică (tabela 4), au mai fost utilizate şi alte metode, ca : umflarea liberă în creuzet, proba dilatometrică, metoda Sapojnicov, viscozimetrul Giessler şi retorta Koppers.

În tabela 3 se arată limitele caracteristicilor analitice ale masei combustibile la huilele din Valea Jiului. Din tabela 3 se constată că toate huilele din Valea Jiului au un procent de materii volatile V^{mc} mai mare de 33%, deci repartizarea lor în clase s-a efectuat după puterea calorifică Q_s^{mc}, arătată în ultima coloană; rezultă că toate huilele din Valea Jiului se încadrează în clasele 6 şi 7, care constituie prima cifră a numărului de cod, şi se încadrează ca ,,huile cu flacără lungă'' spre deosebire de huilele propriu-zise de cocs (huile de gaz, huile grase şi huile de cocs) care sînt încadrate de obicei în clasele 4 şi 5 [7].

În tabela 4 se arată încadrarea huilelor din Valea Jiului în clasificarea internaţională [6], ţinîndu-se seamă şi de aglutinare (cifra a doua a numărului de cod) şi de cocsificare (cifra a treia a numărului de cod), minele fiind clasate în ordinea descrescătoare a calităţii; se trag următoarele concluzii : huilele din Valea Jiului sînt, în general, huile tinere, încadrate ca huile cu flacără lungă, cu o incarbonizare mai redusă decît huilele propriu-zise de cocs (huile de gaz, huile grase şi huile de cocs), ceea ce corespunde şi vîrstei geologice, deoarece huilele din Valea Jiului aparţin oligocenului în timp ce huilele cu incarbonizare mai avansată, de exemplu Anina, aparţin liasicului. Calitatea scade de la est (Lonea) spre vest (Uricani) cu excepţie mina Lupeni care, calitativ, se plasează înaintea minei Uricani. Calitatea este mai omogenă

Tabela 3

Mina	Masa combustibilă							
	Materiile volatile V^{mc}, %	Cărbunele fix C_f^{mc}, %	Carbonul C^{mc}, %	Hidrogenul H^{mc}, %	Sulful combustibil S_c^{mc}, %	Azotul N^{mc}	Oxigenul O_d^{mc}	Puterea calorică superioară Q_s^{mc}
Lupeni	40–51	49–60	77–84	5,2–5,9	1,5–5,5	0,8–1,4	6,4–11	7 800–8 500
Uricani	43–51	52–57	78–82	5,2–6	1,0–4,4	1,2–2,7	8,7–13	7 260–8 050
Vulcan	42–54	46–57	77–81	5,1–5,9	1,0–4,9	0,8–2,6	8,1–15	7 600–8 070
Aninoasa	42–49	51–56	76–79	5–5,6	0,8–4,5	12–16 (N+O)		7 700–7 950
Petrila	43–56	44–57	74–78	5,5–5,9	1,3–4,7	0,9–1,4	12–16	7 400–7 800
Lonea	46–54	44–54	76–78	5,5–5,9	1,1–3,8	0,9–1,4	12–15	7 670–7 760

Tabela 4

Indicele Roga	Indicele Gray-King	Clasificarea			Aglutinează	Cocsifică
		Nr. de probe	Clasa comercială	Numărul de cod		
Lupeni						
45–73	$+G_8$	12	Vc	635	puternic	excesiv
45–73	G_5-G_8	11	Vc	634	puternic	bine
20–45	G_5-G_8	6	Vd	624	moderat	bine
20–45	G_1-G_4	26	VIa	623	moderat	moderat
20–45	E–G	5	VIa	622	moderat	slab
11–20	E–G	5	VIb	612	slab	slab
11–20	B–D	28	VII	611	slab	foarte slab
		93				
Uricani						
20–36	G_1, G_2	5	VIa	623	moderat	moderat
20–36	E–G	2	VIa	622	moderat	slab
20–36	C–D	3	VIb	621	moderat	foarte slab
11–20	E–G	5	VIb	612	slab	slab
11–20	C–D	12	VII	611	slab	foarte slab
		27				
Vulcan						
20–31	E–G	1	VIa	622	moderat	slab
20–31	C	6	VIb	621	moderat	foarte slab
5–20	B	83	VII	711, 611, 601	slab	foarte slab
0–5	A	5	VII	700, 600	nu	nu
Aninoasa						
5–15	B–C	43	VII	711, 611, 601	slab	foarte slab
0–5	B–C	1	VII	701	nu	foarte slab
		44				
Petrila						
5–8	B–C	22	VII	711, 611, 701, 601	slab	foarte slab
0–5	A	1	VII	600	nu	nu
		23				
Lonea						
5–10	B	12	VII	711, 611, 701, 601	slab	foarte slab
0–5	A	3	VII	700, 600	nu	nu
		15				
Total general		297				

la minele de calitate mai slabă: Lonea, Petrila și Aninoasa, care se încadrează numai în clasa comercială a VII-a, în timp ce Uricani se întinde pe trei clase, iar Lupeni, pe cinci clase, adică întreaga gamă de huile; calitatea mai variază la aceeași mină în funcție de straturile și blocurile tectonice, unele straturi avînd o calitate mai bună; huila Vulcan prezintă o

Tabela 5

Mina	Cărbuni spălați			Semicocs (Gray-King) proba inițială		Cocs (retorta Koppers) proba inițială	
	proba inițială sulf total S_t^i	masa combustibilă					
		sulf sulfură S_s^{mc}	sulf organic S_o^{mc}	sulf fix S_f^i	sulf volatil S_v^i	sulf fix S_f^i	sulf volatil S_v^i
Lupeni	1,6–5,0	0,9–3,8	0,2–2,3	0,8–2,3	0,5–2,7	0,9–2,6	0,6–2,6
Uricani	1,0–4,0	0,3–2,5	0,6–1,9	0,6–2,3	0,4–1,7	0,4–2,0	0,6–1,9
Vulcan	1,0–3,9	0,4–2,7	0,5–2,8	0,6–2,2	0,3–2,0	0,5–1,9	0,4–2,1

calitate ce se apropie întrucîtva de Uricani pentru care a fost folosită mulți ani în urmă la fabricarea cocsului în amestec cu Lupeni și Uricani.

Sulful în cărbunii din Valea Jiului. Din tabelele 1, 3, 5 se constată. :

— huilele din Valea Jiului au un procent mare de sulf (S_t^i), fiind încadrate, conform clasificării admise pentru Donbas, în categoria de cărbuni cu ,,sulf ridicat'' (2,5 — 4%) și ,,foarte ridicat'' (+4%);

— huilele de calitate mai bună din punct de vedere al aglutinării, de exemplu Lupeni, au un procent de sulf relativ mai mare;

— sulful variază în limite largi;

— S_f și S_v de la semicocsificarea Gray-King sînt mai mari ca cele de la cocsificarea în retorta Koppers deoarece între cele două operații descompunerea continuă.

Toate cele arătate în privința slabelor însușiri de aglutinare și cocsificare, cît și a procentului mare de sulf a huilelor din Valea Jiului, explică enormele eforturi făcute și care mai trebuie continuate pentru o utilizare mai intensă a acestor huile la fabricarea cocsurilor, ceea ce reiese și din vasta literatură apărută în acest domeniu.

Din cele prezentate rezultă că industria carboniferă trebuie să dea o cantitate mai mare și o calitate mai bună de cărbune pentru cocs și la nivelul realizărilor pe plan mondial.

Industria siderurgică trebuie să găsească noi metode pentru a spori fabricarea de cocs din cărbuni indigeni necocsificabili sau slab cocsificabili.

BIBLIOGRAFIE

[1] Heidenreich H. *Die Erfolgsrechnung im Aufbereitungsbetrieb* (Calculul rezultatelor în preparații). Essen, R. F. a Germaniei, Editura Glückauf, 1954.

[2] * * * *Classification internationale des houilles par nature (Clasificarea internațională a huilelor în funcție de gradul de carbonificare).* O.N.U., Comisia Economică pentru Europa E.E.), Geneva, 1956.

[3] Ionescu N. M. și Duinea N. D. *Încadrarea huilelor din R.P.R. în clasificarea internațională.* Revista minelor nr. 8, 1958.

[4] Ionescu N. M. și Duinea N. D. *Încadrarea cărbunilor din R.P.R. în clasificarea internațională.* Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 1, 1959.

[5] Ionescu N. M. și Duinea N. D. *Sulful în huilele din R.P.R.* Metalurgia și Construcția de Mașini, nr. 7, 1959.

[6] Ionescu N. M. ș.a. *Huilele din România.* M.M. — O.D.P.T., 1969.

[7] * * * *Industria cocsochimică și cercetări în domeniul cocsului în R. S. Cehoslovacă.* M.I.M., O.D.P.T., Documentare Metalurgică, ,,Cocserie'', nr. 9, 1969, tradus din limba engleză, din Journal of the Institute of Fuel (Anglia), aprilie, 1969.

◆

Mecanismul şi cinetica diferitelor faze la leşierea minereurilor în hidrometalurgie

Dr. ing. FL. OPREA şi ing. I. NAGY
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej” – Bucureşti

CZ 669. 053. 4 : 622. 34

LE MÉCANISME ET LA CINÉTIQUE DES DIFFÉRENTES PHASES DU LESSIVAGE DES MINÉRAIS EN HYDROMÉTALLURGIE

L'ouvrage traite l'étude du lessivage des matériaux homogènes et non-homogènes. On présente la cinétique du processus de lessivage continu, en contre-courant, dans plusieurs agitateurs, considérant la fonction de distribution en rapport avec les masses solides, exprimée par la relation :

$$\theta_{(R)} = \frac{dM}{dR} = M_0 \frac{fR^3}{\gamma K R_0^3} \exp\left(-\frac{fR_0}{\gamma KC}\right) \exp\left(\frac{fR}{\gamma KC}\right)$$

pour que

$$\int_C^{R_{\max}} \theta_{(R)}\ dR = M$$

On a établi que dans le processus de lessivage continu en contre-courant ou bien equi-courant, la productivité par unité de volume des agitateurs se réduit en rapport avec la réduction de la concentration finale du réactif. La durée du lessivage en une seule étape, à extractions égales, est toujours plus longue que la durée du lessivage en deux, ou en plusieurs étapes. La durée des processus de lessivage en plusieurs étapes est déterminée, en grande mesure, par la concentration des solutions intermédiaires.

MECHANISM AND KINETICS OF VARIOUS PHASES IN HYDROMETALLURGICAL ALKALINIZATION OF ORES

The paper studies alkalinization of homogeneous and heterogeneous materials. Kinetics of counter-flow continuous alkalinization in several agitators is presented, taking into account the distribution function for the solid masses, expressed by the relationship :

$$\theta_{(R)} = \frac{dM}{dR} = M_0 \frac{fR^3}{\gamma K R_0^3} \exp\left(-\frac{fR_0}{\gamma KC}\right) \exp\left(\frac{fR}{\gamma KC}\right)$$

so that

$$\int_C^{R_{max}} \theta_{(R)}\ dR = M$$

It was established that in counter — and uniflow continuous alkalinization, output per unit volume of agitators decreases concurrently with the lowering of the reagent's final concentration. Alkalinization performed in a single stage lasts always longer — at equal extraction — than alkalinization performed in two or more stages. Alkalinization time in the case of several stages is determined, to a great extent, by the concentration of the intermediate solutions.

În practica hidrometalurgică se supun leşierii diferite minereuri de natură şi granulaţii diferite. Leşierea acestor materiale reprezintă un proces heterogen, a cărei cinetică este condiţionată de viteza a trei procese : difuzia reactivului la suprafaţa fazei solide, reacţia chimică dintre componentul de leşiat şi reactiv şi difuzia produselor de reacţie în masa soluţiei. Viteza procesului de leşiere este determinată de temperatură, viscozitatea fazei lichide, de caracteristicile hidrodinamice ale aparaturii, ea fiind limitată de etapa de difuzie deoarece reacţiile heterogene au viteze mai mari decît procesele de difuzie.

Leşierea discontinuă a materialelor omogene

Leşierea unui material omogen, de exemplu dizolvarea unui oxid pur monodispers, la temperatură constantă în regim determinat de lucru al instalaţiei de leşiere, se poate exprima prin relaţia :

$$-\frac{dA}{dt} = K_A S_A C \ (1) \quad \text{sau} \quad -\frac{dR_A}{dt} = K_A V_A C \quad (1')$$

unde :

A este cantitatea de material omogen neleşiat ;
R_A — raza particulei ;
t — timpul, h ;
K_A — constanta vitezei de leşiere a materialului ;
S_A — suprafaţa totală a fazei solide ;
C — concentraţia reactivului la timpul t.

Viteza de leşiere este determinată de suprafaţa fazei solide şi de concentraţia reactivului de leşiere. Aceste două mărimi se micşorează în urma operaţiei de leşiere.

Cantitatea de material neleşiat şi concentraţia reactivului utilizat la proces, după un timp t de leşiere, se pot determina cu ajutorul relaţiilor cinetice (2) şi (3) obţinute prin integrarea ecuaţiei (1) :

$$A = A_0 - \frac{C_0}{m_A} \left(1 - e^{-m_A K_A S_A t}\right) ; \tag{2}$$

$$C = C_0 \cdot e^{-m_A K_A S_A t}, \tag{3}$$

unde:

m_A este un coeficient stoechiometric, care determină numărul de moli de reactiv consumat pentru leşierea unui mol de material omogen;

A_0 — cantitatea iniţială de material solid-omogen;

C_o — concentraţia iniţială de reactiv din soluţia utilizată la leşiere.

Creşterea vitezei procesului de leşiere se poate realiza mărind suprafaţa fazei solide. Dacă R_A este raza finală a particulelor de fază solidă şi R_{A0}, raza iniţială a particulelor considerate sferice, V_A, volumul molar al materialului omogen, cinetica procesului de leşiere va fi condiţionată de o serie de parametri:

— numărul iniţial de particule care se dizolvă:

$$n_A = \frac{A_0 V_A}{\frac{4}{3}\pi\, R_{A0}^3} \tag{4}$$

— suprafaţa particulelor în funcţie de raza lor pentru un moment oarecare:

$$S_A = n_A\, 4\,\pi R_A^2 = \frac{3\, A_0\; V_A}{R_{A0}^3} R_A^2 \tag{5}$$

— cantitatea de moli (A) de fază solidă în funcţie de raza particulelor:

$$A = \frac{n_A \frac{4}{3}\,\pi\, R_A^3}{V_A} = A_0\left(\frac{R_A}{R_{A0}}\right)^3 \tag{6}$$

— variaţia în timp a cantităţii de material leşiat:

$$\frac{dA}{dt} = \frac{3A_0}{R_{A0}^3} R_A^2 \frac{dR_A}{dt} \tag{7}$$

— concentraţia reactivului de leşiere la momentul t:

$$C = C_0 - m_A\,(A_0 - A) =$$
$$= C_0 - \frac{m_A A_0}{R_{A0}^3}\,(R_{A0}^3 - R_A^3) = \frac{m_A A_0}{R_{A0}^3} R_A^3 + C_0 - m_A A_0 \tag{8}$$

Ţinînd seamă de relaţia (1′) se obţine:

$$-\frac{dR_A}{dt} = K_A V_A \left(\frac{m_A A_0}{R_{A0}^3}\; R_A^3 + C_0 - m_A A_0\right) \tag{9}$$

Ecuaţia (9) este o ecuaţie diferenţială cu variabile separabile; rezolvarea ei se face în funcţie de raportul mărimilor C_0 şi $m_A A_0$.

În cazul în care conţinutul acestor substanţe în sistem sînt echivalente, adică $C_0 = m_A A_0$, $C_0 - m_A A_0 = 0$, ecuaţia (9) devine:

$$-\frac{dR_A}{dt} = K_A V_A \frac{m_A A_0}{R_{A0}^3} R_A^3 \tag{10}$$

Prin rezolvarea matematică a ecuaţiei (10) şi ţinînd seamă că constanta de integrare se determină din condiţiile iniţiale $t = 0$, $R_A = R_{A0}$, se obţine relaţia (11):

$$K_A V_A t = \frac{R_{A0}}{2 m_A A_0}\left(\frac{R_{A0}^2}{R_A^2} - 1\right) \tag{11}$$

care reprezintă ecuaţia cinetică a leşierii materialelor omogene, cu cantităţi echivalente de reactiv de leşiere într-o singură fază.

Leşierea totală a materialului se realizează cînd raza particulelor de fază solidă devine egală cu zero:

$$t = \lim_{R_A \to 0} \frac{R_{A0}}{2 K_A V_A m_A A_0}\left(\frac{R_{A0}^2}{R_A^2} - 1\right) = \infty \tag{12}$$

Din relaţia (12) rezultă că în aceste condiţii leşierea totală a materialului solid se realizează după un timp infinit de lung.

Dacă $C_0 - m_A A_0 \neq 0$, adică reactivul de leşiere se află în exces sau în cantitate insuficientă pentru leşierea materialului solid, din ecuaţia (9) se obţin relaţiile:

$$K_A V_A\; dt = -\frac{dR_A}{\frac{m_A A_0}{R_{A0}^3} R_A^3 + (C_0 - m_A A_0)} \tag{13}$$

$$I_1 = \int K_A V_A\, dt = K_A V_A\, t + C_1$$

$$I_2 = \int -\frac{dR_A}{\frac{m_A A_0}{R_{A0}^3} R_A^3 + (C_0 - m_A A_0)}$$

Prin integrarea acestor relaţii ca soluţie pentru ecuaţia (13) se obţine relaţia (14):

$$K_A V_A t = -\frac{\alpha}{3a}\Big[\ln\,(R_A + \alpha) - \frac{1}{2}\ln\,(R_A^2 - \alpha R_A +$$
$$+ \alpha^2) + \sqrt{3}\ \text{arc tg}\ \frac{2R_A - \alpha}{\alpha\sqrt{3}}\Big] + (C_2 - C_1) \tag{14}$$

Constanta de integrare $C = C_2 - C_1$ se poate determina ţinînd seamă de condiţiile iniţiale $t = 0$; $R_A = R_{A0}$:

$$C = \frac{\alpha}{3\,a}\Big[\ln\,(R_{A0} + \alpha) - \frac{1}{2}\ln\,(R_{A0}^2 - \alpha\, R_{A0} +$$
$$+ \alpha^2) + \sqrt{3}\ \text{arc tg}\ \frac{2R_{A0} - \alpha}{\alpha\sqrt{3}}\Big] \tag{15}$$

Înlocuind valoarea constantei de integrare din relaţia (15) în relaţia (14) se obţine relaţia (16):

$$K_A V_A t = -\frac{\alpha}{3\,a}\left\{\ln\frac{R_A+\alpha}{R_{A0}+\alpha} - \right.$$

$$-\frac{1}{2}\ln\frac{R_A^2-\alpha R_A+\alpha^2}{R_{A0}^2-\alpha R_{A0}^2+\alpha^2}+\sqrt{3}\left[\operatorname{arc\,tg}\frac{2R_{A0}-\alpha}{\alpha\sqrt{3}}=\right.$$

$$\left.\left. - \operatorname{arc\,tg}\frac{2R_{A0}-\alpha}{\alpha\sqrt{3}}\right]\right\} \qquad (16)$$

Reprezentînd grafic valorile log C în funcţie de lg $(t+1)$ pentru valorile $C_0 = 1$, $R_{A0} = 0{,}1$, $K_A V_A = 1$ cm/h, iar R_A calculate din ecuaţia (16) pentru diferitele valori ale timpului se obţin diagramele din figura 1.

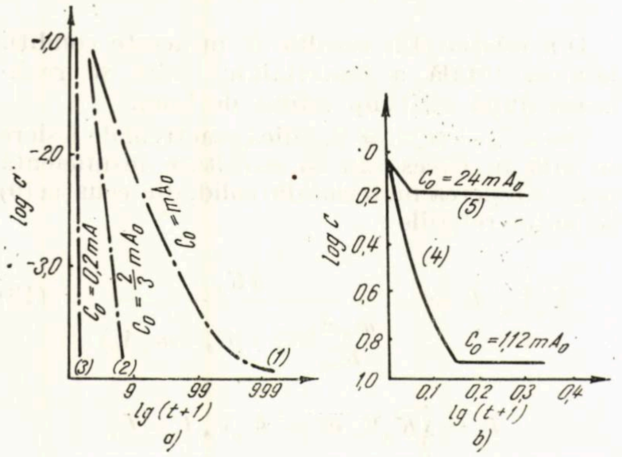


Fig. 1. Valorile log C în funcţie de lg $(t + 1)$.

Curba *1* reprezintă curba cinetică a leşierii materialului solid cu cantităţi echivalente de reactiv de leşiere. Ea arată că în aceste condiţii, concentraţia reactivului de leşiere tinde asimptotic spre zero la $t \to \infty$, adică leşierea completă a materialului solid nu este posibilă. Curbele *2* şi *3* au fost construite pentru $C_0 - m_A A_0 < 0$, adică pentru exces de fază solidă. Excesul este de 50 %, pentru curba *2*, şi de 400 %, pentru curba *3*. O anumită concentraţie a reactivului de leşiere se atinge cu atît mai repede, cu cît excesul de fază solidă este mai mare.

Această situaţie prezintă interes practic, cînd în urma unui proces hidrometalurgic rezultă o soluţie care se evacuează la canal după neutralizarea ei; această neutralizare se poate face cu atît mai repede, cu cît excesul de fază solidă adăugată soluţiei este mai mare. Se întîlnesc cazuri cînd aceste soluţii sînt recirculate în fluxul tehnologic, de exemplu neutralizarea excesului de H_2SO_4 din electrolitul de cadmiu din procesul de obţinere pe cale hidrometalurgică a cadmiului din turtele de cupru — cadmiu cu cadmiu de cementare.

Curbele *4* şi *5* au fost trasate în condiţiile unui exces al reactivului de leşiere. Aceste curbe arată că la un moment dat, cînd se consumă întreaga cantitate de fază solidă, concentraţia reactivului de leşiere rămîne constantă. Timpul după care se realizează leşierea totală este cu atît mai mic, cu cît excesul de reactiv de leşiere este mai mare. Acest lucru prezintă interes în hidrometalurgie în cazul trecerii cît mai complete a unui component în soluţie. Din cele prezentate rezultă că este mult mai raţională conducerea proceselor de leşiere în două stadii faţă de leşierea într-un singur stadiu. La leşierea în două stadii se recomandă ca în prima fază să se lucreze cu exces de reactiv pentru a se asigura dizolvarea cît mai rapidă şi completă a materialului solid, iar în faza a doua să se procedeze la neutralizarea excesului de reactiv, adăugînd noi cantităţi de material solid.

Primul stadiu corespunde situaţiei $C_0 - m_A A_0 > 0$, iar cel de-al doilea, $C_0 - m_A A_0 < 0$. Astfel, durata totală a leşierii aceleiaşi cantităţi de fază solidă se micşorează esenţial faţă de durata leşierii într-un singur stadiu prin combinarea a două stadii mult mai rapide, avînd posibilitatea varierii importante a parametrilor de bază ai leşierii, putîndu-se utiliza global cantităţi echivalente de reactiv de leşiere şi material solid. Neutralizarea excesului de reactiv de leşiere rămas în urma celui de-al doilea stadiu nu este obligatoriu de realizat cu materialul de leşiat. Este posibilă neutralizarea, chiar şi cu un alt material, alegerea căruia prezintă o justificare economică. În multe scheme tehnologice din hidrometalurgie se întîlneşte neutralizarea cu var a excesului de H_2SO_4 din diverse soluţii.

Leşierea discontinuă a materialelor neomogene

Pentru studiul analitic al proceselor fizic o chimice care au loc se va considera leşierea materialelor neomogene ca dizolvarea simultană a două sau mai multe materiale omogene cu caracteristici diferite. Cînd se leşiază împreună două materiale, care se află în cantităţi A_0 şi B_0 moli cu razele particulelor R_{A_0} şi R_{B_0}, cu constantele vitezelor de dizolvare K_A şi K_B, cu volumele molare V_A şi V_B şi cu coeficienţii stoechiometrici m_A şi m_B, se va putea aplica ecuaţiile (17) şi (18) care descriu procesul de leşiere a materialelor omogene A şi B:

$$\text{— Pentru materialul } A : K_A V_A\, dt = -\frac{dR_A}{C} \qquad (17)$$

$$\text{— Pentru materialul } B : K_B V_B\, dt = -\frac{dR_B}{C} \qquad (18)$$

Timpul și concentrația reactivului de leșiere fiind parametri comuni, se pot elimina din ecuațiile (17) și (18), obținîndu-se relația diferențială (19), care leagă variația razelor particulelor ambelor substanțe:

$$\frac{dR_B}{dR_A} = \frac{K_B V_B}{K_A V_A} \tag{19}$$

Prin rezolvarea ecuației (19) și determinînd constanta de integrare pe baza condițiilor inițiale $R_A = R_{A_0}$, $R_B = R_{B_0}$, se obțin relațiile (20) și (21):

$$R_B = R_{B_0} + \frac{K_B V_B}{K_A V_A}(R_A - R_{A_0}) \tag{20}$$

$$R_A = R_{A_0} + \frac{K_A V_A}{K_B V_B}(R_B - R_{B_0}) \tag{21}$$

Ecuațiile (20) și (21) arată că schimbarea razelor particulelor de material nu este condiționată de cantitățile de material A și B, ci de mărimile K_A, V_A, K_B și V_B. Aceste ecuații însă nu dau variația mărimii granulelor în timp. Pentru a deduce această dependență se va determina concentrația C a reactivului de leșiere în funcție de razele particulelor R_A și R_B, conform ecuației (22):

$$C = C_0 - \biggl[\frac{m_A A_0}{R^3_{A_0}}(R^3_{A_0} - R^3_A) +$$

$$+ \frac{m_B B_0}{R^3_{B_0}}(R^3_{B_0} - R^3_B)\biggr] \tag{22}$$

Înlocuind pe rînd R_A în funcție de R_B din ecuația (21) și R_B funcție de R_A din ecuația (20) în ecuația (22) se obține:

$$C = C_0 - \biggl[\frac{m_A A_0}{R^3_{A_0}}(R^3_{A_0} - R^3_A) + \frac{m_B B_0}{R^3_{B_0}}\biggl\{R^3_{B_0} -$$

$$- \biggl[\frac{K_B V_B}{K_A V_A}(R_A - R_{A_0}) + R_{B_0}\biggr]^3\biggr\}\biggr] \tag{23}$$

$$C = C_0 - \biggl[\frac{m_B B_0}{R^3_{B_0}}(R^3_{B_0} - R^3_B) + \frac{m_A A_0}{R^3_{A_0}}\biggl\{R^3_{A_0} -$$

$$- \biggl[\frac{K_A V_A}{K_B V_B}(R_B - R_{B_0}) + R_{A_0})\biggr]^3\biggr\}\biggr] \tag{24}$$

Înlocuind valorile C din ecuația (23) în ecuația (17) și din ecuația (24) în ecuația (18) se vor obține relațiile cinetice de leșiere a materialului neomogen:

$$-\frac{dR_A}{dt} = K_A V_A \biggl\{C_0 - \frac{m_A A_0}{R^3_{A_0}}(R^3_{A_0} - R^3_A) -$$

$$- \frac{m_B B_0}{R^3_{B_0}}\biggl[R^3_{B_0} - \biggl\{\frac{K_B V_B}{K_A V_A}(R_A - R_{A_0}) + R_{B_0}\biggr\}^3\biggr]\biggr\} \tag{25}$$

$$-\frac{dR_B}{dt} = K_B V_B \biggl\{C_0 - \frac{m_B B_0}{R^3_{B_0}}(R^3_{B_0} - R^3_B) -$$

$$- \frac{m_A A_0}{R^3_{A_0}}\biggl[R^3_{A_0} - \biggl\{\frac{K_A V_A}{K_B V_B}(R_B - R_{B_0}) + R_{A_0}\biggr\}^3\biggr]\biggr\} \tag{26}$$

Părțile din dreapta ale ecuațiilor (25) și (26) sînt polinoame de gradul trei de forma:

$$\alpha R^3_X + \beta R^2_X + \gamma R_X + \delta \tag{27}$$

Rezolvarea ecuațiilor diferențiale (25) și (26), ecuații cu variabile separabile, se face căutînd rădăcinile polinomului dat de relația (27) și descompunînd inversul lui în fracții simple. Polinomul dat de expresia (27) pentru $R_X = R_A$ în diferite cazuri, s-a arătat că prezintă o singură rădăcină reală. Această rădăcină este pozitivă dacă în urma leșierii componentului A nu poate fi trecut în totalitate în soluție în prezența lui B și negativă în cazul în care componentul A trece în totalitate în soluție în prezența lui B. Același lucru se constată și în cazul cînd studiul se face în raport cu substanța B, adică în relația (27) $R_X = R_B$.

În practica procesului de leșiere raza diferitelor particule din aceeași substanță nu este aceeași, adică materialul prezintă neomogenitate în ceea ce privește granulația. Cînd materialul de leșiat este format din particule de rază diferite dar din aceeași substanță, constantele vitezelor de leșiere K_A și K_B pentru particulele A de rază R_{A_0} și particulele B de rază R_{B_0} sînt egale. La fel și volumele lor molare V_A și V_B sînt egale, astfel că $K_A V_A = K_B V_B$. Ținînd seamă de relațiile (20) și (21), în aceste condiții rămîne valabilă relația (28):

$$R_{B_0} - R_B = R_{A_0} - R_A \tag{28}$$

Din această ecuație rezultă că la leșierea particulelor de dimensiuni diferite raza fiecărei particule scade cu aceeași mărime pentru același interval de timp. Deci, în condiții identice, particulele cu rază mai mare se vor dizolva într-un timp mai îndelungat decît cele cu rază mai mică, astfel că la un moment dat particulele mai mici dispar și rămîn numai cele mai mari.

Soluția cu conținut ridicat în reactiv de leșiere se consumă pentru dizolvarea particulelor mici, ușor solubile. Particulele mari rămase vor trebui să se dizolve în soluţii cu concentraţie mai mică de reactiv; această diferenţă dintre dimensiunile particulelor condiţionează nefavorabil procesul de leşiere.

Dacă se leşiează împreună particule din materiale diferite A şi B cu caracteristicile K_A, V_A şi K_B, V_B, dar cu aceeaşi rază iniţială, atunci, avînd în vedere egalitatea $R_{A_0} = R_{B_0}$, relaţiile (20) şi (21) devin:

$$R_B = \frac{K_B V_B}{K_A V_A}(R_A - R_{A_0}) + R_{B_0} = \frac{K_B V_B}{K_A V_A} R_A + \left(1 - \frac{K_B V_B}{K_A V_A}\right) R_{A_0} \qquad (29)$$

$$R_A = \frac{K_A V_A}{K_B V_B} R_B + \left(1 - \frac{K_A V_A}{K_B V_B}\right) R_{A_0} \qquad (30)$$

Dacă $K_B V_B > K_A V_A$ particulele de material B se dizolvă mai repede, valoarea parantezei $\left(1 - \frac{K_B V_B}{K_A V_A}\right)$ din relaţia (29) devine negativă. Acestui caz îi corespunde relaţia:

$$\frac{K_B V_B}{K_A V_A} > 1 \qquad (31)$$

Dacă $K_B V_B < K_A V_A$, valoarea parantezei $\left(1 - \frac{K_A V_A}{K_B V_B}\right)$ din relaţia (30) devine negativă, deci particulele de material A se dizolvă mai repede. Acestui caz îi corespunde relaţia:

$$\frac{K_B V_B}{K_A V_A} < 1 \qquad (32)$$

Pe baza considerentelor de mai sus rezultă că la leşierea simultană a unui material uşor solubil A cu un material greu solubil B în prima parte a procesului se leşiează în totalitate materialul uşor solubil, rămînînd numai o parte din materialul greu solubil neleşiat. Acest lucru constituie o greutate pentru leşierea materialului deoarece materialul greu solubil va trebui să fie leşiat cu soluţii în care concentraţia reactivului de leşiere este mai mică decît concentraţia lui în soluţiile iniţiale

La leşierea materialelor neomogene, pentru micşorarea duratei procesului se indică separarea materialului în fracţii greu solubile şi fracţii uşor solubile urmată de prelucrarea lor separată. Leşierea se poate efectua cu aceeaşi soluţie în aşa fel, încît fracţia greu solubilă să se supună acţiunii soluţiilor cu concentraţii mai ridicate în reactivul de leşiere, iar fracţia uşor solubilă să se prelucreze în stadiul final al leşierii, supunîndu-se acţiunii aceleiaşi soluţii în care însă concentraţia reactivului este mai mică.

Leşierea continuă în regim staţionar

În consideraţiile teoretice se admite că materialul solid supus leşierii este compus din particule sferice de aceeaşi rază R_0 care îşi păstrează forma sferică pînă la sfîrşitul procesului. În urma procesului de leşiere, după un timp dt, din agitator va ieşi o cantitate de pulpă Wdt care conţine un număr de particule solide dN. Variaţia numărului total de particule solide din agitatorul cu volumul V pentru acelaşi interval de timp dt este dată de relaţia:

$$dN = -N \frac{W}{V} dt \qquad (33)$$

Raportul $f = \frac{W}{V}$ este o constantă care va fi denumită factor de productivitate.

Prin integrarea relaţiei (33) se obţine ecuaţia (34):

$$N = N_0 \exp(-ft) \qquad (34)$$

care dă numărul de particule solide rămase în pulpă după leşiere. Dacă viteza de dizolvare este proporţională cu concentraţia reactivului la puterea întîi, cantitatea de material care se dizolvă în timp dt se poate exprima cu relaţia (35):

$$dM = -K\, 4\pi R^2 C_1\, dt \qquad (35)$$

Exprimînd numărul de moli M prin mărimea razelor particulelor şi a volumului molar γ se obţine ecuaţia diferenţială (36):

$$dR = -\gamma K C\, dt \qquad (36)$$

care prin integrare duce la relaţia (37):

$$R = R_0 - \gamma KCt \qquad (37)$$

Din relaţiile (33) şi (37) rezultă că pulpa care părăseşte agitatorul va conţine particule cu toate dimensiunile posibile, de la cea iniţială pînă la zero, în funcţie de timpul de rămînere a diferitelor particule în agitator. Unele particule vor ieşi din agitator imediat după intrare, iar altele vor rămîne un timp mai îndelungat, pînă la dizolvarea totală. Aceste considerente sînt valabile chiar dacă agitatorul este alimentat cu pulpă monodispersă numai cu particule de rază R_0. Pentru stabilirea caracteristicii cantitative de distribuţie a particulelor după dimensiunile lor, se diferenţiază mărimea N din formula (34) şi se elimină timpul din expresia obţinută utilizînd relaţiile (36) şi (37). În felul acesta se obţine relaţia (38):

$$\frac{dN}{dR} = \frac{f N_0}{\gamma KC} \exp\left(-\frac{f R_0}{\gamma KC}\right) \exp\left(\frac{f R}{\gamma KC}\right) \qquad (38)$$

Expresia (38) reprezintă caracteristica cantitativă de distribuţie a particulelor solide după mărime, în pulpa agitatorului (care funcţionează în regim staţionar, la alimentarea lui cu material monodispers cu raza R_0).

Avînd în vedere relaţiile :

$$dM = \frac{4}{3}\pi\frac{R^3}{\gamma}dN \text{ și } M_0 = \frac{4}{3}\pi\frac{R_0^3}{\gamma}N_0$$

şi multiplicînd în ambele părţi expresia (38) cu $\frac{4}{3}\cdot\pi\cdot\frac{R^3}{\gamma}$ se obţine ecuaţia (39) care arată distribuţia după mărime a maselor solide în pulpă :

$$\frac{dM}{dR} = M_0\frac{fR^3}{\gamma KCR_0^3}\exp\left(-\frac{fR_0}{\gamma KC}\right)\exp\left(\frac{fR}{\gamma KC}\right) \quad (39)$$

Integrînd ecuaţia (39) în limitele $R_1 - R_2$ se obţine numărul de moli de solid în unitatea de volum de pulpă, dimensiunile cărora se găsesc cuprinse între R_1 şi R_2; dacă se integrează în limitele $R_1 = 0$, $R_2 = R_0$ se obţine numărul total de moli de solid în unitatea de pulpă din agitator.

În realitate materialele supuse procesului de leşiere nu sînt monodisperse. Ele conţin granule cu toate dimensiunile posibile, de la $R_{\max}$ pînă la zero. Descrierea precisă a caracterului amestecului poate fi dată de funcţia de distribuţie a maselor $\theta_0\ (R_0)$ după dimensiunile granulelor, sub formă analitică sau grafică, stabilită pe baza analizei granulometrice a materialului.

Se va nota expresia $\frac{dM}{dR} = \theta\ (R)$, în care M este numărul de moli de solid în unitatea de pulpă, expresia $\theta\ (R)\ dR$ reprezentînd masa granulelor cu dimensiunile cuprinse între R şi $R + dR$:

$$\int_0^{R_{max}} \theta\ (R)\ dR = M$$

Masa granulelor cu dimensiuni de la R_0 pînă la $R_0 + dR_0$ într-o astfel de alimentare polidispersă este :

$$dM_0 = \theta_0(R_0)\ dR_0 \quad (40)$$

În aceste condiţii funcţia de distribuţie a materialului solid din pulpă, în urma leşierii nu mai poate fi dată de expresiile (38) şi (39) deoarece R_0 devine variabilă. Noua funcţie este dată de relaţia (41) :

$$\frac{d}{dR_0}\left(\frac{dM}{dR}\right)dR\,dR_0 = \theta_0(R_0)\frac{fR^3}{\gamma KCR_0^3}\exp\left(-\frac{fR_0}{\gamma KC}\right)\exp\left(\frac{fR}{\gamma KC}\right)dR\,dR_0 \quad (41)$$

Integrînd această expresie considerînd pe R constant şi pe R_0 variabil se va obţine o ecuaţie care va da o legătură între funcţia de distribuţie a maselor din alimentare $\theta_0\ (R_0)$ şi funcţia de distribuţie a maselor din pulpa rezultată în urma leşierii. Dacă leşierea are loc continuu în mai multe agitatoare, se va putea obţine o lege generală a leşierii, exprimată de relaţia (42) :

$$\theta_k\ (R_k) = \left(\frac{dM}{dR_k}\right) = \frac{fR_k^3}{\gamma KC_k}\exp\left(\frac{fR_k}{\gamma KC_k}\right)\int_{R_k}^{R_{max}} R_{k-1}^{-3}\ \theta_{k-1}\ (R_{k-1})\exp\left(\frac{fR_{k-1}}{\gamma KC_k}\right)dR_{k-} \quad (42)$$

unde : k este numărul de ordine al agitatorului. Relaţia (42) este valabilă numai dacă pulpa rezultată din agitatorul $k - 1$ serveşte drept alimentare agitatorului k, adică leşierea se realizează în echicurent. Pentru determinarea funcţiei de distribuţie $\theta_k\ (R_k)$ este necesar să se dea masa M_{k-1}, funcţia de distribuţie $\theta_{k-1}(R_{k-1})$ a amestecului solid, seria parametrilor f, K, γ, C_{k-1} şi coeficientul stoechiometric β care determină consumul de reactiv în moli pe un mol de material solid. Concentraţia reactivului în pulpa agitatorului poate fi determinată din ecuaţia bilanţului de materiale a leşierii :

$$C_k = C_{k-1} - \beta\left[M_{k-1} - \int_0^{R_{max}}\theta_k\ (R_k)dR_k\right] \quad (43)$$

În hidrometalurgie la leşierea materialelor se aplică cu eficacitate maximă schemele de leşiere continuă, în contracurent (fig. 2).

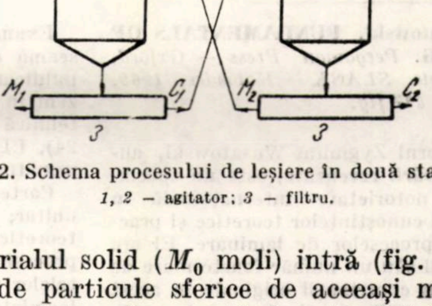


Fig. 2. Schema procesului de leşiere în două stadii : *1, 2* – agitator; *3* – filtru.

Materialul solid (M_0 moli) intră (fig. 2) sub formă de particule sferice de aceeaşi mărime, care îşi păstrează această formă pînă la sfîrşitul solubilizării. Acest material este tratat cu o soluţie de leşiere cu concentraţia C_1. În urma leşierii rezultă o soluţie de concentraţie C_2 şi un material solid polidispers (M_2 moli) care se supune leşierii în primul agitator cu o soluţie de concentraţie C_0. Va rezulta o soluţie de concentraţie C_1 care se îndreaptă spre agitatorul *2* şi un solid polidispers (M_1 moli). Prin urmare, materialele iniţiale sînt C_0 şi M_0, iar produsele finale, M_1 şi C_2.

Calculul procesului de leşiere se începe cu determinarea funcţiei de distribuţie a maselor după dimensiunile granulelor în al doilea reactor, în condiţiile alimentării lui cu pulpă monodispersă. Se va aplica relaţia (39) notînd cu R_0, R_1, R_2 razele iniţiale şi curente ale particulelor de fază solidă :

$$\theta_2(R_2) = M_0 \frac{f R_2^3}{\gamma K C_2 R_0^3} \exp\left(-\frac{f R_0}{\gamma K C_2}\right) \exp\left(\frac{f R_2}{\gamma K C_2}\right) \tag{44}$$

Integrînd relaţia (44) se obţine ecuaţia (45) :

$$\int_0^{R_0} \theta_2(R_2)\, dR_2 = M_2 \tag{45}$$

Concentraţia soluţiei finale C_2 se poate stabili din bilanţul de materiale al fazei de leşiere respective :

$$C_2 = C_1 - \beta\left[M_0 - \int_0^{R_0} \theta_2(R_2)\, dR_2\right] \tag{46}$$

În aceste condiţii funcţia de distribuţie şi cantitatea de material solid M_2 sînt funcţii de concentraţia soluţiei iniţiale C_1.

Pentru calculul funcţiei de distribuţie a maselor solide din pulpa primului reactor se aplică relaţia (42), obţinîndu-se :

$$\theta_1(R_1) = \frac{f R_1^3}{\gamma K C_1} \exp\left(\frac{f R_1}{\gamma K C_1}\right) \int_{R_1}^{R_0} \theta_2(R_2) R_2^{-3} \exp\left(-\frac{f R_2}{\gamma K C_1}\right) dR \tag{47}$$

Concentraţia soluţiei intermediare :

$$C_1 = C_0 - \beta\,[M_2 - M_1] \tag{48}$$

respectiv :

$$\int_0^{R_0} \theta_1(R_1)\, dR_1 = M_1 \tag{49}$$

Agitatoarele *1* şi *2* fiind identice din punct de vedere constructiv şi funcţional, constanta vitezei de dizolvare şi factorii de productivitate sînt aceiaşi pentru ambele agitatoare :

$$K_1 = K_2 = K \text{ şi } f_1 = f_2 = f \tag{50}$$

Prin urmare, procesul de leşiere continuă în contracurent poate fi caracterizat cu ajutorul relaţiilor matematice (44), (46), (47) şi (48), care reprezintă legile analitice ale acestui proces.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pogorelîi A. D., Demido N. M. şi Cuznețov N. N. Izv. V.U.Z. Țvetnaia metallurghia nr. 2, 1960.

[2] Pogorelîi A.D. Izv. V.U.Z. Țvetnaia metallurghia nr. 2, 1958.

[3] Pogorelîi A. D., Demido N. M. şi Cuznețov N. N. Izv. V.U.Z., Țvetnaia metallurghia nr. 4, 1962.

[4] Burkin A.R. *The chemistry of hydrometallurgical process*, 1966, E. F.N. Spon, Londra, LTD.

[5] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1966.

[6] Placsin I.N. şi Iuhtanov D.M. *Ghidrometallurghia*. Metallurghizdat, 1949.

[7] Oprea Fl. şi Nagy I. *Consideraţii privind cinetica leşierii minereurilor în procesele hidrometalurgice.* Metalurgia, nr. 6, 1970, p. 378–386.

RECENZIE

Z. Wusatowski. FUNDAMENTALS OF ROLLING. *Pergamon Press — Oxford, Londra etc. SLASK — Katowice, 1969, 679 pag., 517 fig.*

Profesorul Zygmunt Wusatowski, autorul lucrării recenzate, este un specialist de notorietate internaţională în domeniul cunoştinţelor teoretice şi practice ale proceselor de laminare. El are la activul său un număr foarte mare de lucrări cu contribuţii originale în acest domeniu, utilizate şi citate adesea în comunicările altor specialişti pe plan mondial.

Prima versiune a cărţii sale privind bazele laminării a apărut în limba polonă în anul 1960. Bine apreciată încă de atunci, ea a fost tradusă în limba rusă (în U.R.S.S.) şi germană (în anul 1963, în R.D.G.). Cartea recent apărută, pe care o recenzăm, este versiunea în limba engleză a acestei lucrări, îmbunătăţită prin unele adăugiri şi adaptări a materialului la stadiul actual al cunoştinţelor.

Examinînd această lucrare şi ţinînd seamă de lucrările traduse şi originale publicate în R.S. România pînă în prezent în acest domeniu de către Editura tehnică (catalog 1950–1970 pag. 23–24), I.D.T. şi C.D.P.T. — M.I.M. facem următoarele constatări şi aprecieri :

Cartea recenzată tratează într-un tot unitar, la nivel ridicat, cunoştinţele teoretice şi practice actuale legate de procesul laminării longitudinale a metalelor (laminarea profilelor şi produselor plate : table şi benzi).

Verificarea şi aplicarea cunoştinţelor teoretice în practică este uşurată în mod deosebit de exemplele numerice date şi de numeroasele figuri (517 figuri la cele 679 pagini ale cărţii), care la rîndul lor cuprind multe nomograme ce înlesnesc găsirea rapidă a soluţiilor căutate, mai ales în ce priveşte partea consacrată calibrării cilindrilor de laminare, tratată cu competenţă.

Prin traducerea acestei lucrări s-ar pune la dispoziţia personalului din uzine, institute de cercetare şi de proiectare, institute politehnice şi universitare de specialitate interesate în domeniul laminării nu numai a oţelului, ci şi a metalelor în general, un material superior, mai complet şi mai sistematizat decît lucrările de aceeaşi specialitate, apărute pînă acum în limba română, epuizate.

Pentru completarea consideraţiilor de mai sus, transcriem titlurile principale din text, care nu necesită alte comentarii :

,,Fenomene ce au loc în cursul prelucrării plastice a metalelor'' ; ,,Principiile fundamentale ale prelucrării plastice a metalelor'' ; ,,Bazele proceselor de laminare'' ; ,,Presiunea pe cilindri, momentul de rotire, lucrul mecanic şi puterea în procesul de laminare'' ; ,,Cilindrii de laminare şi încărcarea lor admisibilă'' ; ,,Laminarea la cald cu reduceri mari'' ; ,,Principiile calibrării cilindrilor'' ; Anexe, bibliografie, index.

Ing. *I. Franţiu*

Forma şi proprietăţile arcului electric la valori mari ale curentului

Ing. I. N. VRĂBIESCU
Uzina de maşini grele - Bucureşti

CZ 621. 365. 2

Datorită proprietăţilor sale fizice arcul electric de mare putere este folosit în metalurgie pentru obţinerea oţelurilor aliate. Primele cuptoare electrice au fost de capacităţi mici (5—10 t) cu valori ale curentului electric nedepăşind 10 kA; ulterior s-a ajuns la salturi spectaculoase. Astfel, în S.U.A. producţia cuptoarelor electrice a atins, în anul 1968, cifra de 4 mil. t. Această producţie de oţel s-a realizat cu ajutorul cuptoarelor electrice de mare capacitate (50 t). Majoritatea problemelor de reglaj, de stabilitate a arcului, au fost rezolvate la scară industrială.

Un concurent de seamă pentru cuptorul electric este convertizorul LD care, fiind condus cu mijloace moderne (calculator electronic), are o eficienţă ridicată. Cu toate acestea producerea unor anumite mărci a rămas un apanaj al cuptorului electric.

Creşterea producţiei de oţel se realizează extensiv prin mărirea capacităţii cuptoarelor electrice iar intensiv, prin mărirea puterii electrice instalate, astfel ca să se reducă durata de topire a fierului vechi. Metodele indicate au dus la mărirea complexităţii fenomenelor ce se petrec în cuptorul electric ca, de exemplu, instabilitatea arcului, reglarea puterii, degajarea gazelor fierbinţi etc.

Pentru a cunoaşte şi a conduce cît mai economic elaborarea şarjelor a fost necesară reproducerea ei în condiţii de laborator, iar pentru a nu greşi, datorită condiţiilor ideale ce le oferă laboratorul, s-a ţinut seamă de experienţa acumulată în oţelăriile de mare capacitate.

Sintetizînd rezultatele obţinute, eforturile producătorilor s-au îndreptat spre reducerea şi creşterea în eficienţă a perioadei topirii, reducerea consumului de electrozi, reducerea consumului de refractare, reducerea tensiunii de reaprindere.

Atunci cînd s-a trecut la aplicarea unor măsuri, rezultate din experienţele de laborator, s-au constatat unele anomalii datorite diferenţei de condiţii ce le oferă oţelăria electrică ca proces industrial faţă de laborator, anomalii determinate de factori ca: temperatura mediului din cuptor; echilibrarea energiei electrice pe faze; degajarea gazelor fierbinţi; efectele electrice şi mecanice secundare.

În elaborarea unei şarje rolul determinant privind durata ei îl are arcul electric; de aceea trebuie găsită corelaţia dintre factorii enumeraţi mai sus şi proprietăţile arcului.

Pe parcursul unei şarje se deosebesc trei etape sub aspectul corelaţiei dintre arcul electric şi temperatura mediului din cuptor:

— cînd mediul din cuptor este rece (începutul şarjei);
— cînd mediul din cuptor este cald;
— cînd mediul din cuptor este fierbinte (temperatura mediului din cuptor în perioada alierii).

***Arcul electric în mediul rece.* În figura 1 este prezentată forma arcului la un curent de 2 kA, formă care seamănă cu un jet de apă sub presiune, ce se deplasează de la catod la anod (fotografiile s-au făcut în condiţii de laborator).**

În cuptoarele electrice industriale, valorile curentului electric depăşesc 15 kA, interesînd în mod deosebit ce se întîmplă cu inima (centrul termic) arcului. Centrul termic va urmări în timp tensiunea electrică de alimentare a electrozilor după cum urmează: cînd tensiunea trece prin zero arcul se stinge; cînd trece prin vîrfuri arcul se reaprinde, dezvoltînd energia termică maximă.

Dacă pe o diagramă, unde se ia pe abscisă timpul, iar pe ordonată energia termică degajată, se integrează curba oscilografiată, atunci iese în evidenţă instabilitatea arcului electric. Acest neajuns nu se poate elimina cu toate eforturile depuse pînă în prezent.

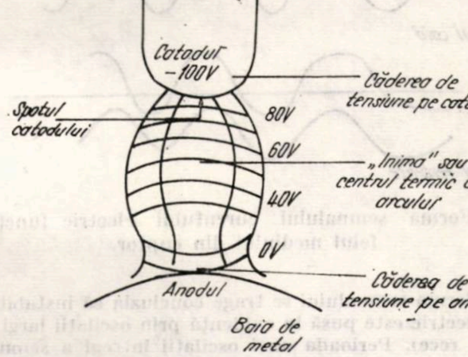

Electrodul
Catodul -100V
Căderea de tensiune pe catod
Spotul catodului
80V
60V
„Inima" sau centrul termic al arcului
40V
0V
Anodul
Căderea de tensiune pe anod
Baia de metal

Fig. 1. Arcul electric — formă şi structură pentru valori mici ale curentului electric.

***Arcul electric cînd mediul din cuptor este cald.* În laborator condiţia se realizează după 10 — 15 min de la începutul şarjei, cînd temperatura în jurul arcului ajunge la 600 — 700°C.**

Pe durata unei perioade de 2π a tensiunii de alimentare arcul electric are două stări distincte (fig. 2):

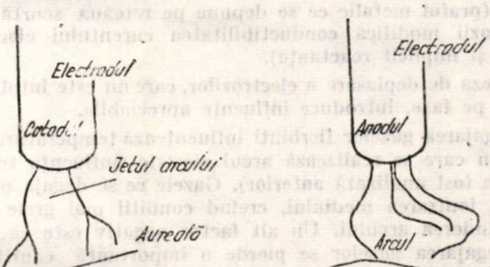


Fig. 2. Arcul electric — formă şi structură pentru valori mari ale curentului electric.

— cînd electrodul este catod arcul are o formă rigidă, similară cu cea descrisă, prezentîndu-se ca un jet de apă sub presiune care îşi are originea în electrod. Intensitatea jetului emis de catod urmăreşte fidel variaţiile intensităţii curentului electric din arc, făcînd ca originea acestui jet să se deplaseze spre zgură cu viteza de 33,3 m/s [1];

— cînd electrodul este anod forma arcului este complexă, arcul electric compunîndu-se din două jeturi care au originile unul la zgură, celălalt la electrod. Deplasarea arcului are loc cu o viteză redusă.

Arcul electric în mediu fierbinte. În procesul de elaborare, condiţiile de mediu fierbinte se realizează în perioada de aliere, cînd temperatura ajunge în jur de 1 400°C. Din cauza temperaturii înalte, forma şi structura arcului nu mai sînt ca în figura 1, atmosfera este puternic ionizată, înrăutăţind condiţiile de stabilitate ale arcului electric.

Viteza de deplasare a arcului ajunge la numai 1 m/s.

Influenţa temperaturii mediului ambiant asupra arcului electric a fost pusă în evidenţă prin oscilografierea semnalului electric (fig. 3).

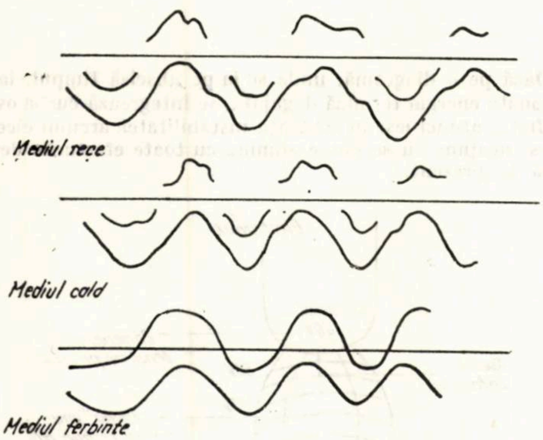


Fig. 3. Forma semnalului curentului electric funcţie de felul mediului din cuptor.

După forma semnalului se trage concluzia că instabilitatea arcului electric este pusă în evidenţă prin oscilaţii largi (fig.3 — mediu rece). Perioada unei oscilaţii întregi a semnalului electric se împarte în două părţi pentru arcul electric : cînd electrodul este catod arcul este stabil, cînd electrodul este anod, arcul electric este instabil [1].

Echilibrarea energiei electrice pe faze este una din problemele greu de rezolvat. Simetria fazelor este deformată, în primul rînd, de poziţia fierului vechi în cuptor. Arcul electric nu se realizează simultan de cei trei electrozi ; coplanaritatea triunghiului format de vîrfurile electrozilor nu este asigurată întotdeauna, ducînd la creşteri periculoase ale reactanţei pe faze. Egalitatea reactanţelor pe cele trei faze este dificil de asigurat şi de aceea trebuie multă atenţie în exploatare (praful metalic ce se depune pe reţeaua scurtă, portelectrozii modifică conductibilitatea curentului electric în reţea şi implicit reactanţa).

Viteza de deplasare a electrozilor, care nu este întotdeauna egală pe faze, introduce influenţe apreciabile.

Degajarea gazelor fierbinţi influenţează temperatura mediului în care se realizează arcul electric (influenţa temperaturii a fost analizată anterior). Gazele ce se degajă modifică direct ionizarea mediului, creînd condiţii mai grele pentru reaprinderea arcului. Un alt factor negativ este că o dată cu degajarea gazelor se pierde o importantă cantitate de căldură. Portelectrozii trebuie să asigure prinderea electrozilor dar din cauza gazelor degajate siguranţa este periclitată, motiv pentru care se impune dotarea cuptoarelor electrice cu o instalaţie specială de epurare a gazelor, aceasta şi din motive de protecţia muncii (gazele degajate fiind şi foarte nocive).

În fine, se menţionează efectul mecanic datorat conducţiei curentului electric în cabluri paralele, care apoi afectează reactanţa circuitului pe fiecare fază.

În analiza acestor parametri s-a ţinut seamă de caracteristici cît mai generale însă la aplicaţii practice este recomandabil să se ţină seamă de particularităţile constructive ale fiecărui cuptor electric.

Corelaţia dintre energia termică degajată de arc şi parametrii săi

S-a arătat că forma arcului este influenţată de o serie de factori proprii cuptorului electric, formă prin care se apreciază densitatea de curent şi, implicit, energia termică ce se degajă (între densitatea de curent electric şi energia termică degajată există o relaţie direct proporţională). Tot din experienţe de laborator s-a constatat că la un cuptor electric cu puterea instalată de 3 MVA, densitatea curentului electric a arcului variază conform geometriei acestuia. În partea mai îngustă, adică lîngă electrod, densitatea este de 3,6 kA/ cm^2 în timp ce în partea cea mai largă a coloanei arcului scade pînă la 0,9 kA/cm^2 [1].

Urmărind realizarea unei eficienţe cît mai mari a arcului electric se indică un reglaj de putere constantă, care înseamnă o densitate de curent cît mai constantă, iar în final diametrul arcului cît mai constant. Elementul de reglaj în cazul de faţă este lungimea arcului. El se reglează printr-un regulator de cele mai multe ori electrohidraulic.

Prin determinări experimentale se constată un defazaj între lungimea reglată a arcului electric şi constanţa densităţii curentului electric datorită fenomenului de histerezis.

Pentru semiperioada cînd electrodul este anod fenomenele sînt puţin schimbate însă gradientul de tensiune este aproape acelaşi, exceptînd perioada cînd mediul este rece, cînd condiţiile de reaprindere sînt mai grele.

Experienţele au arătat că gradientul de tensiune este de ordinul a 10 — 12 V/cm, adică pentru arc va fi ecuaţia :

$$Vr_{ms} = 50\ \text{V} + 0{,}8\ \text{V/cm} \qquad (1)$$

Un factor important în studiul eficienţei termice a arcului îl prezintă componenta de radiaţie, care este foarte dorită în perioada topirii dar dăunătoare în perioada de aliere. Componenta de radiaţie este influenţată, în mare măsură, de tensiune, de curentul electric şi de lungimea arcului. Astfel, pe perioada topirii este indicat un arc lung, iar la aliere, un arc scurt.

Prin măsurări s-a constatat că lîngă catod radiaţia roşie este pe unitatea de lungime de aproximativ 10%, în timp ce pe restul coloanei din arc ea este de 35% (spre exemplu la o lungime de 5 cm la un arc de 2 kA, disiparea de energie prin radiaţie este de 20 kW, ceea ce reprezintă 18% din putere) [1].

Pentru a determina influenţa geometriei electrodului asupra energiei termice degajate de arcul electric s-a imaginat o experienţă, redată schematic în figura 4.

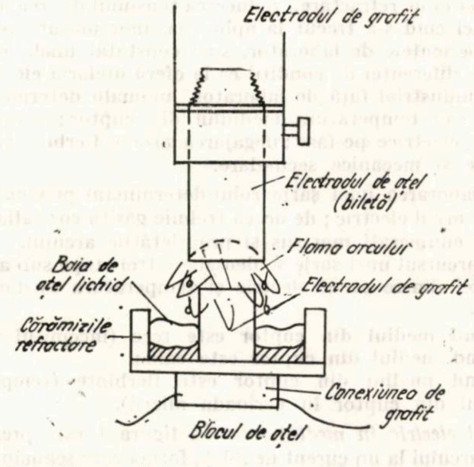


Fig. 4. Metodă de determinare a energiei termice a arcului electric funcţie de geometria electrodului.

Biletele de oţel care au avut rolul electrodului au fost cîntărite înainte şi după realizarea unui arc electric într-o perioadă determinată de timp. Prin măsurări s-a constatat dependenţa dintre masa topită şi geometria electrodului folosit. Astfel, arcul realizat cu un electrod de dimensiuni mici are tendinţa de a acţiona pe o suprafaţă întinsă, în timp ce arcul realizat cu un electrod de dimensiuni mari are tendinţa de perforare (celelalte condiţii nu se schimbă).

În primul caz are loc un transfer de energie de aproximativ 25 % din puterea disipată de arc, pe cînd în cazul al doilea creşte la 60 % [1].

Din studiile teoretice care au la bază rezultatele obţinute în laborator, precum şi din experienţa acumulată în producţie se desprind următoarele concluzii :

— În general fenomenele de bază sînt cunoscute astfel, încît s-a permis dotarea industriei cu cuptoare electrice de mare capacitate ;

— Există rezerve privind îmbunătăţirea randamentului termic al cuptorului electric de mare capacitate ;

— Cercetătorii îşi îndreaptă studiile spre soluţii în domeniul parametrilor electrici, precum şi a materialelor de construcţii ce se utilizează în cuptorul electric (cărămizi refractare, lianţi pentru înzidire etc.) ;

— Un element care dispune de rezerve în privinţa creşterii productivităţii cuptorului electric este regulatorul de putere ;

— Natura şi configuraţia fierului vechi determină în mod esenţial regimul electric şi proprietăţile termice ale mediului înconjurător ;

— Instalaţia de epurare a gazelor influenţează într-un mod destul de bizar performanţele cuptorului electric, de aceea este necesar un studiu atent.

Desigur că în acest material nu s-au epuizat toţi factorii şi toate corelaţiile posibile, rămînînd un cîmp larg încă nestudiat ; aceasta presupune o intensificare a cercetărilor de laborator şi culegerea unui material statistic bogat din industrie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bowman B., Jourdan G.R. şi Fitzgerald F. *The physic of high current arcs.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 207, iunie, 1969, p. 798.

[2] Schwabe W.E. şi Robinson C.G. *Report on Ultrahigh Power Operation of Electric Steel Furnaces.* TSM, 1966, vol. IV, nr. 1, p. 125.

[3] Pirozhinkov V.E. Stal in English, martie, 1967, p. 222—224.

[4] Howes R.S. I.I.S.I., 1968, p. 206 şi p. 205—218.

RECENZIE

F. Hofmann. TECHNOLOGIE DER GIESSEREIFORMSTOFE. *Schaffhausen, Editura Lempen & Co., 1966, 110 pag., 78 fig.*

Utilizarea unor materii prime de calitate, cu caracteristici definite şi controlate sistematic, în procesul de fabricare a miezurilor şi a formelor, constituie una din condiţiile esenţiale pentru obţinerea pieselor turnate, cu proprietăţi corespunzătoare.

Perfecţionarea continuă a metodelor şi aparaturii necesare pentru determinarea caracteristicilor amestecurilor de formare şi a materialelor utilizate la prepararea acestora reprezintă un factor de progres cu pondere ridicată în producţia de miezuri şi forme, superioare din punct de vedere calitativ. În lucrare se prezintă metodele cele mai moderne pentru determinarea caracteristicilor nisipurilor de turnătorie şi a amestecurilor de formare preparate cu argilă sau bentonită.

În partea I autorul se ocupă de proprietăţile şi constituţia nisipurilor de turnătorie, de circuitul nisipului în procesul de formare-turnare, de forma, fineţea şi suprafaţa specifică a granulelor de cuarţ, prezentînd diferite aparate pentru determinarea acestor caracteristici. Se arată importanţa refractarităţii şi a conţinutului de carbonat de calciu în nisipurile naturale şi se expun, pe scurt, cîteva sorturi de nisipuri sintetice.

Partea a II-a a lucrării analizează proprietăţile amestecurilor de formare preparate cu diferite tipuri de argile, capacitatea de liere a argilelor în stare crudă şi uscată, precum şi rezistenţa la temperatură a acestor amestecuri. Se arată modul de preparare a amestecurilor de formare pe bază de lianţi argiloşi, cantitatea de apă necesară de a fi adăugată acestor amestecuri şi rolul deosebit ce revine controlului de calitate şi uniformitate a lianţilor şi amestecurilor preparate. Lucrarea insistă asupra importanţei proceselor de îndesare şi tasare prin vibrare a amestecurilor de formare, arătînd influenţa gradului de îndesare asupra proprietăţilor amestecurilor.

Se analizează în continuare comportarea amestecurilor de formare pe bază de argilă la turnarea aliajelor lichide (procesele de vaporizare a apei, defectele apărute ca urmare a dilatării nisipului, reacţiile chimice dintre forme şi metalul lichid).

În partea a III-a a lucrării se tratează într-o formă succintă lianţii anorganici şi organici utilizaţi la prepararea miezurilor, descriindu-se caracteristicile amestecurilor de miezuire crude şi uscate, metodele şi aparatura necesară pentru determinarea acestor caracteristici. Se arată, de asemenea, comportarea miezurilor în procesul de turnare şi reacţiile dintre miezuri şi aliajele lichide la suprafaţa de contact.

Lucrarea este utilă tehnicienilor şi inginerilor care lucrează în domeniul metalurgiei şi construcţiei de maşini, contribuind la cunoaşterea unor metode şi aparate de măsură utilizate la controlul caracteristicilor amestecurilor de formare.

Dr. ing. *E. Cohn*

Nisipuri cuarţoase pentru turnătorii

Ing. VIRGINIA POENIŢĂ şi ing. A. HUBER
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ 621. 742. 42

Dezvoltarea continuă a ramurii construcţiilor de maşini a impus o creştere proporţională a sectorului de turnătorie, fapt care a dus la un consum din ce în ce mai mare de materii prime, iar creşterea performanţelor maşinilor şi utilajelor a determinat o majorare a pretenţiilor faţă de piesele turnate şi, în consecinţă, o modificare a condiţiilor tehnice impuse materiilor prime şi auxiliare folosite în turnătorii.

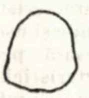
Dintre materialele auxiliare cu rol important în obţinerea pieselor turnate, primul loc îl ocupă nisipurile de turnătorie. Ele pot fi naturale (nisipuri cuarţoase) sau prelucrate prin operaţii de măcinare din diferite minerale cum sînt, de exemplu : zirconiul, olivina, cromitul, şamotele aluminoase etc.

Nisipurile naturale adecvate turnătoriilor sînt alcătuite în principal din cuarţ (silice cristalizată), de aceeaşi natură ca şi cristalul de rocă. Nisipurile naturale provin din descompunerea unor roci diferite, sub acţiunea mecanică şi chimică a agenţilor atmosferici. În cea mai mare parte, produsele rezultate din dezagregarea rocilor au fost transportate din regiunile muntoase, pe cursul apelor, în regiunile de deşert, cu ajutorul vînturilor, iar în mări cu ajutorul curenţilor. Cu cît drumul parcurs a fost mai lung şi cu cît eforturile mecanice şi acţiunile chimice au fost mai intense, cu atît formaţiunea de nisip este mai pură.

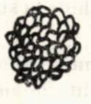
Cuarţul, fiind deosebit de rezistent la agenţii chimici şi la eforturile mecanice, s-a conservat în proporţie din ce în ce mai mare, în timp ce celelalte minerale şi sfărîmături de roci existente iniţial s-au eliminat pe parcursul acestor acţiuni. Procesele de formare geologice au fost diferite, unele desfăşurîndu-se de-a lungul mai multor epoci geologice pînă la constituirea unui zăcămînt de nisip determinat.

Cu cît procesul de formare a zăcămîntului de nisip a început într-o epocă geologică mai înaintată, cu atît conţinutul în cuarţ pur al nisipului este mai ridicat. Nisipurile din formaţiunile geologice recente sînt constituite din grăunţi diferiţi.

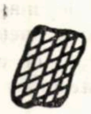
Principalele varietăţi de grăunţi întîlniţi în nisipurile naturale pot fi următoarele :



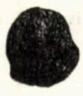
- grăunţi de cuarţ monocristalini ; cristale individuale de cuarţ rotunjite şi compacte ;



- grăunţi de cuarţ constituiţi din mici cristale de cuarţ care se întrepătrund. Aceşti grăunţi pot fi poroşi, într-o măsură mai mare sau mai mică ;



- grăunţi de feldspat (aluminosilicaţi de sodiu, de calciu sau de potasiu) ;



- sfărîmături de roci mai mult sau mai puţin opace, poroase şi adesea avînd refractaritate scăzută.

Zăcămintele de nisipuri de formaţiune recentă se găsesc cel mai des în regiunile prealpine ; acestea nu sînt proprii utilizării în turnătorie decît într-o măsură redusă chiar dacă sînt lipsite complet de carbonaţi.

Nisipurile albe de turnătorie, care sînt şi cele mai pure, nu conţin practic decît grăunţi de cuarţ monocristalin. Principalele zăcăminte de acest gen se găsesc în Franţa, Belgia, R.F. a Germaniei, Olanda etc.

Caracterizarea unui nisip se face, după cum se ştie, pe baza constantelor sale fizice (structura granulometrică, forma grăuntelui de nisip, permeabilitatea etc.) şi a compoziţiei chimico-mineralogică.

Pe baza cercetărilor întreprinse în ultima vreme s-a reuşit să se realizeze metode şi aparatură specifică determinării unor noi constante fizice, care permit o cunoaştere mai amplă a nisipurilor de turnătorie.

Caracterizarea unui nisip sub aspect granulometric nu se mai rezumă la simpla stabilire procentuală a mărimilor de grăunţi (prin cernere pe site cu diametrul ochiului standardizat), după îndepărtarea fracţiei mai mici de 0,02 mm (părţile levigabile). Cunoaşterea repartiţiei mărimilor de grăunţi permite stabilirea granulaţiei medii (M 50) şi a gradului de uniformitate (GU) ale nisipului respectiv.

În completarea acestor constante fizice se fac determinări privind suprafaţa specifică a nisipului, coeficientul de unghiularitate şi porozitatea grăunţilor de nisip.

Suprafaţa specifică a unui nisip este suprafaţa totală, în cm^2, a grăunţilor conţinuţi într-un gram de nisip. Cu cît nisipul este mai fin, cu atît suprafaţa sa specifică este mai mare şi cu atît filmul de liant (pentru un adaos constant de liant) este mai subţire. Acest fapt duce la o coeziune mai redusă a grăunţilor din amestec, respectiv la obţinerea unor amestecuri de formare cu caracteristici de rezistenţă mecanică scăzute, sursă a unor însemnate rebuturi la formarea şi turnarea pieselor.

În cazul cînd nisipurile sînt alcătuite din grăunţi de aceeaşi dimensiune, suprafaţa specifică este cu atît mai mare, cu cît grăunţii sînt mai colţuroşi (unghiulari) adică cu cît aceştia diferă mai mult de forma sferică.

Suprafaţa specifică reală S_r a nisipurilor poate fi determinată cu ajutorul unui aparat de construcţie specială (de exemplu de tipul + GF +). Proba de nisip pe care se determină suprafaţa specifică reală, supusă ulterior unei analize prin cernere, serveşte la determinarea suprafeţei specifice teoretice S_t, respectiv suprafeţei grăunţilor de nisip, presupuşi că ar fi de formă sferică. Raportul dintre valorile rezultate la determinarea suprafeţei specifice reale şi suprafeţei specifice teoretice poartă numele de coeficient de unghiularitate sau coeficient de formă medie şi indică în ce măsură forma medie a grăunţilor unui nisip diferă de forma sferică, valoarea ideală a acestuia fiind 1.

Porozitatea grăunţilor de nisip este, de asemenea, un indicator important în ce priveşte stabilirea consumului de lianţi lichizi.

Nisipurile monocristaline (nisipurile silicioase pure) conţin grăunţi cu o structură densă, în timp ce nisipurile de constituţie complexă, din zăcămintele formate în epoci geologice nu prea îndepărtate, prezintă în general grăunţi poroşi, care determină într-o măsură mai mare decît fineţea grăunţilor cantitatea de liant lichid şi de apă, necesară preparării amestecurilor de formare.

Nisipurile de natură mineralogică complexă avînd grăunţi poroşi necesită un conţinut de apă mai ridicat în amestecurile preparate cu lianţi argiloşi ; de asemenea, acestea impun un consum mai ridicat de lianţi lichizi. Lianţii lichizi servesc mai întîi la saturarea grăunţilor poroşi şi apoi la formarea filmului de liere în jurul grăunţilor.

Pentru stabilirea porozităţii unui nisip se foloseşte o probă medie de nisip spălat, în greutate de circa 200 g, care se tratează cu apă avînd tensiunea superficială scăzută (apă cu agent de înmuiere), după care apa se îndepărtează cu ajutorul unui dispozitiv de aspirare. Cantitatea de apă rămasă în nisip este cu atît mai ridicată, cu cît grăunţii sînt mai poroşi.

Un alt indicator care trebuie avut în vedere îl constituie permeabilitatea nisipurilor.

Există tendinţa de a se exagera importanţa permeabilităţii amestecurilor de formare, în general de ea fiind legate defectele de sufluri sau alte defecte asemănătoare, apărute la piesele turnate. Trebuie amintit însă că există o serie de alţi factori care primează în formarea de sufluri în piesele turnate. De exemplu umiditatea amestecurilor de formare poate avea o influenţă mult mai mare în formarea de sufluri decît permeabilitatea amestecurilor. Chiar în cazul cînd permeabilitatea amestecurilor de formare este foarte ridicată, conţinuturile de apă, mai mari de 8 — 9%, din amestecurile utilizate în stare crudă la turnare provoacă, în mod inevitabil, dificultăţi, iar suprafaţa pieselor turnate este necorespunzătoare. În mod asemănător dificultăţi pot interveni şi în cazul utilizării unor forme sau miezuri uscate, dacă conţinutul în liant argilos (argilă sau bentonită) este prea ridicat.

Din cele expuse nu rezultă ideea că nu ar fi necesar a se asigura o anumită permeabilitate amestecurilor de formare. Se impune a se da atenţie permeabilităţii în cazul turnării la crud atît la piesele groase, cît şi la piesele cu pereţi subţiri. De exemplu, este necesară o permeabilitate ridicată în cazul turnării pieselor din magneziu pentru a favoriza evacuarea sulfului uşor gazeificabil şi pentru a nu provoca dificultăţi în umplerea formei, cunoscînd că datorită greutăţii specifice foarte reduse a metalului, contrapresiunea metalostatică este scăzută.

Ca valori de referinţă ale permeabilităţii amestecurilor preparate cu lianţi argiloşi, utilizate la turnare în stare crudă, la o îndesare normală (echivalentă unei îndesări prin trei lovituri date cu soneta de laborator), pot fi considerate următoarele, în funcţie de aliajul din care se toarnă piesele :

— piese din aluminiu	15 — 40 U.P.
— piese din magneziu	80 — 150 U.P.
— piese din aliaje de cupru	15 — 40 U.P.
— piese din fontă cenuşie, cu pereţi subţiri	15 — 25 U.P.
— piese din fontă cenuşie, cu pereţi groşi	40 — 80 U.P.
— piese mici din fontă maleabilă	25 — 40 U.P.
— piese mari din fontă maleabilă	60 — 100 U.P.
— piese din oţel	mai mare de 50 U.P.

Pentru o caracterizare cît mai completă a nisipurilor de turnătorie se impune o cunoaştere a structurilor mineralogice şi petrografice. Aceste structuri pot fi puse în evidenţă la microscop, diferiţii constituenţi posibili din nisip fiind stabiliţi cu suficientă exactitate, prin metoda de urmărire a particulelor şi de separare. Desigur că acest gen de analize necesită cunoştinţe speciale de petrografie sedimentară şi mineralogie.

Constituenţii nisipurilor de turnătorie pot fi puşi în evidenţă şi prin metode indirecte ca, de exemplu, analiza chimică cantitativă şi determinarea punctului de sinterizare a nisipului. Între constituenţii nisipului a căror prezenţă nu este dorită se numără cei care conţin carbonaţi, alcalii, oxizii de fier etc.

Carbonaţii se găsesc în nisipurile de turnătorie sub formă de calcar sau de dolomită care la încălzirea sub 900°C se disociază formînd CaO sau MgO şi CO_2. Cunoscînd că aceste reacţii necesită o mare cantitate de căldură, în cazul turnării pieselor din fontă, formarea unor sufluri ca urmare a acestor disocieri este mai puţin posibilă decît la turnarea pieselor din oţel, unde temperaturile sînt mai ridicate. Cînd conţinutul în carbonaţi este scăzut, astfel de probleme nu se pun.

Dacă se utilizează ca liant bentonită conţinînd carbonaţi, aceştia nu prezintă nici un pericol deoarece sînt sub formă de particule fine, uniform repartizate.

Articolul de faţă îşi propune să prezinte în lumina noilor caracterizări nisipurile cuarţoase utilizate în prezent în turnătorii şi cele preconizate a se realiza în viitor în R.S. România.

Pe baza cercetărilor şi a unor date obţinute de la uzinele constructoare de maşini* s-au stabilit valori limită ale caracteristicilor pentru principalele nisipuri cuarţoase indigene. Aceste date, sistematizate în tabela 1, sînt completate prin reprezentarea grafică a repartiţiei medii a mărimilor de grăunţi pentru fiecare nisip şi prin aspectul microscopic al nisipului (forma grăunţilor de nisip) (fig. 1).

---

* Uzina ,,Tractorul'' — Braşov; U.C.M. — Reşiţa; Uzina de autocamioane — Braşov; Uzina ,,23 August'' — Bucureşti etc.

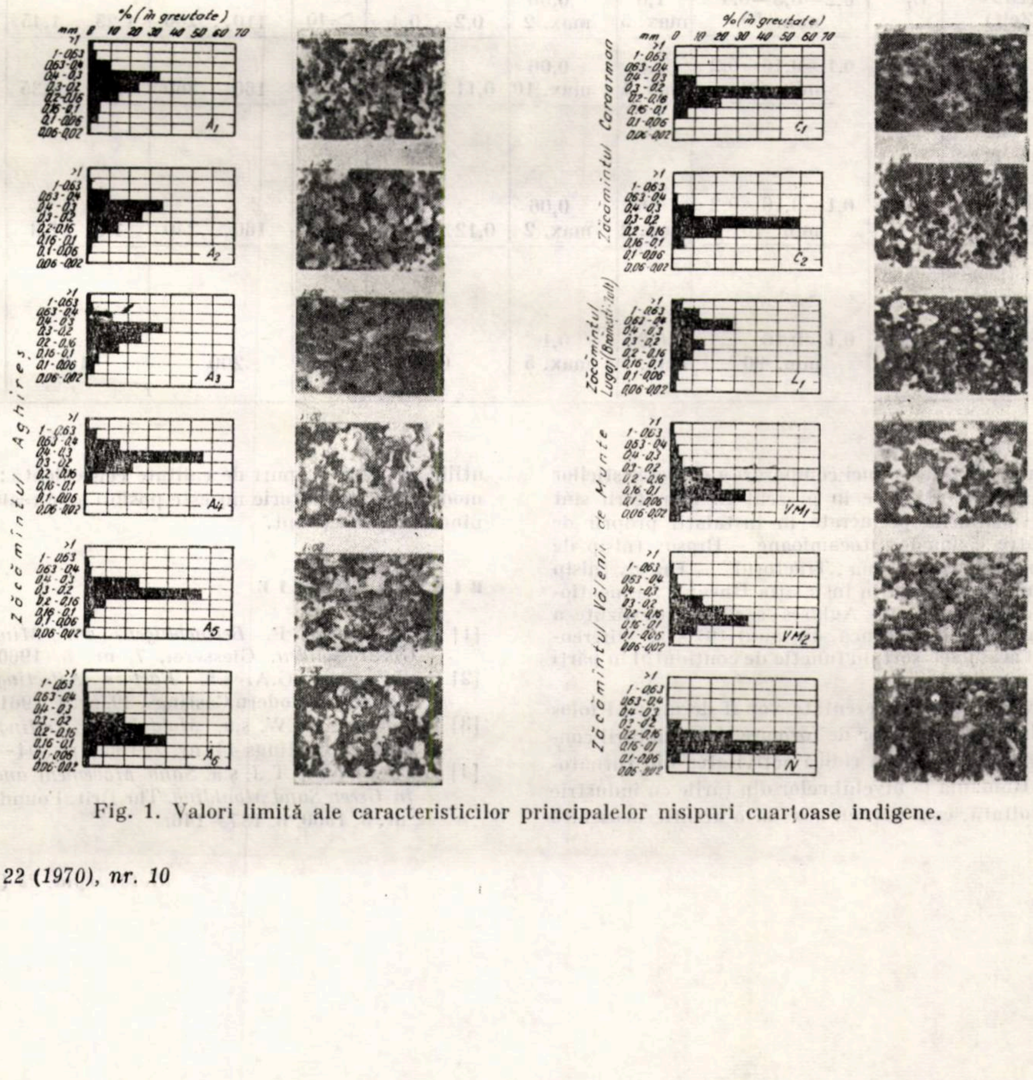


Fig. 1. Valori limită ale caracteristicilor principalelor nisipuri cuarţoase indigene.

Nr. crt.	Denumirea nisipului	Notația convențională	Refuzul cumulat pe sitele cu latura ochiului de...mm, %	Refuzul pe sitele cu latura ochiului de...mm, %	Trecerea prin sitele cu latura ochiului de...mm, %	Granulația medie (M 50), mm	Grad de uniformitate (GU), %	Suprafața specifică reală (S_r), cm²/g	Coeficientul de unghiularitate, $S_r : S_t$	Porozitatea grăunților (apă absorbită), %
1	Aghireș spălat	A_1	0,3–0,2–0,16 min. 70	1,0 max. 1	0,1 max. 5	0,25...0,35	$\geqslant$50	100...150	1,25...1,35	2...2,5
2	Aghireș special (dublu spălat)	A_2	0,3–0,2–0,16 min. 75	1,0 max. 1	0,1 max. 3	0,25...0,35	$\geqslant$55	100...150	1,25...1,35	2...2,5
3	Aghireș special (triplu spălat)	A_3	0,3–0,2–0,1 min. 75	1,0 max. 1	0,1 max. 3	0,25...0,35	$\geqslant$55	100...150	1,25...1,35	2...2,5
4	Aghireș sortat 0,4–0,2 mm	A_4	0,2–0,3–0,4 min. 90	1,0 max. 1		0,3...0,4	$\geqslant$78	80...100	1,1...1,15	1,1...1,3
5	Aghireș sortat 0,3–0,18 mm	A_5	0,3–0,2–0,16 min. 90	1,0 max. 1		0,2...0,3	$\geqslant$75	110...140	1,2...1,3	1,5...2,0
6	Aghireș sortat 0,2–0,1 mm	A_4	0,1–0,16–0,2 min. 90	0,6 max. 1,5		0,1...0,2	$\geqslant$65	240...280	1,35...1,45	2,0...2,5
7	Caraorman spălat și sortat	C_1	0,16–0,2–0,3 min. 90	0,4 max. 2	0,1 max. 0,5	0,2...0,22	$\geqslant$85	100...120	1,05...1,1	0,6...0,8
8	Caraorman sortat și prelucrat chimic	C_2	0,16–0,2–0,3 min. 90	0,4 max. 2	0,1 max. 0,5	0,2...0,22	$\geqslant$85	100...120	1,05...1,1	0,6...0,8
9	Lugoj (Brănești-Zolt)	L_1	0,2–0,3–0,4 min. 50	1,0 max. 5	0,06 max. 2	0,2...0,4	$\geqslant$40	110...200	1,25...1,45	1,8...2,2
10	Văleni de Munte spălat	VM_1	0,1–0,16–0,2 min. 70	1,0 max. 1	0,06 max. 10	0,11...0,16	$\geqslant$50	160...260	1,25...1,35	0,7...1,0
11	Văleni de Munte prelucrat în instalația Rheax	VM_2	0,1–0,16–0,2 min. 75	0,6 max. 2	0,06 max. 2	0,12...0,16	$\geqslant$60	160...240	1,2...1,3	0,7...0,9
12	Normal (pentru verificarea lianților de turnătorie)	N	0,1–0,16 min. 90	0,2 max. 5	0,1 max. 5	0,15	$\geqslant$88	200	1,2	1,0

Pentru a da posibilitatea unei comparări a caracteristicilor nisipurilor cuarțoase utilizate în prezent în turnătorii sînt prezentate și nisipurile prelucrate în instalații proprii de spălare, de către Uzina de autocamioane — Brașov (nisip de Aghireș triplu spălat) și Uzina ,,Tractorul" — Brașov (nisip Văleni de Munte prelucrat în instalația Rheax). Se menționează faptul că nisipurile de Aghireș sortate, prevăzute a se livra la scară industrială încă din anul 1970, se diferențiază în cadrul aceluiași sort, în funcție de conținutul în părți levigabile.

Se consideră că datele prezentate vor fi de un real folos în îmbunătățirea tehnologiilor de formare și a stabilirii consumurilor de lianți. Pentru a ridica activitatea din turnătoriile din R.S. România la nivelul celor din țările cu industrie puternic dezvoltată, este necesar a se da o atenție deosebită utilizării unor nisipuri de calitate echivalentă ; o tehnologie modernă de turnătorie nu este posibil a se realiza decît pornind de la acest fapt.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hofmann F. *Betrachtugen zur Mineralogie von Gissereisonden.* Giesserei, 7, nr. 6, 1960, p. 24—30.

[2] Colligan G.A. ș.a. *Factors Affecting Metal-Mold Reactions.* Modern Castings, 39, nr. 1, 1961, p. 104—110.

[3] Dietect H.W. ș.a. *Moldability Testing and Control.* Modern Castings 44, nr. 2, 1963, p. 394—403.

[4] Basworth T.J. ș.a. *Sand Movement and Compaction in Green Sand Moulding.* The Brit. Foundryman, L III, nr. 3, 1960, p. 137—146.

Tabela 1

Părţi levigabile, %	Permeabilitatea cu 2% apă, U.P.	Permeabilitatea cu 2 % apă şi 5% bentonită, U.P.	Punctul de sinterizare, °C	Caracteristicile chimice						
				SiO_2, %	Al_2O_3, %	Fe_2O_3, %	CaO+MgO, %	Na_2O+K_2O, %	TiO_2, %	pH
1,3...2,0	230...240	140...300	⩾1400	⩾96,5	1...1,5	0,3...0,5	0,2...0,4	0,3...0,5	0,2...0,4	8,5
0,3...0,6	250...450	170...340	⩾1420	⩾97	0,6...1,3	0,2...0,5	max. 0,4	max. 0,5	max. 0,4	8,4
0,1...0,2	250...450	—	⩾1420	⩾97	0,6...1,3	0,2...0,5	max. 0,4	max. 0,5	max. 0,4	8,4
max.0,3 max. 0,5	>500	400...460	⩾1450	⩾98	max. 1	max. 0,3	max. 0,2	max. 0,2	max. 0,3	8,4
max. 0,3 max. 0,5	300...400	230...330	⩾1420	⩾97	max. 1,3	0,1...0,5	max. 0,3	max. 0,4	max. 0,4	8,4
max. 0,7 max. 1,0	100...160	50...95	⩾1370	⩾95,5	max. 1,8	0,4...0,6	0,2...0,5	0,3...0,6	max. 0,4	8,6
max. 0,3	280...320	200...260	⩾1300	⩾93	1,2...1,6	0,3...0,5	2,5...3,0	0,4...0,55	0,1...0,2	7,5
max. 0,1	280...320	—	⩾1380	96...97	1...1,5	0,1...0,3	0,2...0,45	0,4...0,55	0,1...0,2	7,0
1,0...2,0	250...480	150...350	⩾1370	⩾95	0,3...2,0	0,4...0,6	0,3...0,8	0,2...0,6	max. 0,1	8,0
0,9...1,5	50...100	max. 65	⩾1400	⩾96,5	1...1.8	max. 0,5	max. 0,5	0,1...0,3	—	7,5
0,2...0,3	60...120	—	⩾1420	⩾97	0,8...1,5	max. 0,5	max. 0,5	0,1...0,3	—	7,0
max. 0,3	110	—	⩾1450	⩾97,5	—	max. 0,2	max. 0,5	—	—	7,0

[5] Heine R.W. *Mixing and Molding Green Foundry Sand.* Foundry, 89, nr. 10, 1961, p. 68–75.

[6] Hickisch H. *Kritische Betrachtung über die Nadelstichporosität bei Stahlguss.* Giesserei, 48, nr. 24, p. 713–720.

[7] Hofmann F. *Neue Möglichkeiten der Hochtemperaturprüfung von Formsanden.* Giesserei, 50, nr. 20, 1963, p. 621–628.

[8] Hofmann F. *Der einfluss der Sandumlaufs auf zustand und Eigenschaften üblicher.* Giesserei – Formsande. Giesserei, 53, nr. 24, 1966, p. 818 – 827.

* * *

RECENZIE

St. Mantea, N. Geru, T. Dulămiţă şi M. Răduleseu. METALURGIE FIZICĂ. *Bucureşti, Ed. tehnică, 1970, 464 pag., 367 fig., 344 referinţe bibliografice, tabele.*

Lucrarea recenzată reprezintă un salt calitativ faţă de tot ce a apărut în acest domeniu pînă în prezent în R.S. România atît în ceea ce priveşte traducerile din limbi străine, cît şi lucrările originale, în ambele cazuri predominînd — cu rare excepţii — lucrările elementare şi practicist aplicative. Colectivul de autori a depus eforturi considerabile pentru a elabora un tratat amplu, unitar, situat la nivelul actual al ştiinţei mondiale.

În tratatul recenzat sînt prezentate cele mai recente şi mai importante cunoştinţe în legătură cu prelucrarea la cald: naşterea structurii la trecerea din stare topită în stare solidă şi toate transformările ei ulterioare, suferite ca urmare a tratamentelor termice sau mecanice, aplicate prin deformarea plastică la cald sau la rece.

În lucrare se tratează despre structura atomică, ionică şi electronică a materiei în reţele spaţiale, despre imperfecţiunile reţelei şi conexiunea dintre acestea şi deformarea plastică, elasticitatea şi plasticitatea aliajelor. Se examinează apoi, din punct de vedere termodinamic, mecanismul şi cinetica transformărilor de fază, precipitarea din soluţii solide suprasaturate, recristalizarea aliajelor care au suferit deformări plastice la rece. Ultimul capitol se ocupă de studiul condiţiilor în care se produce ruperea materialelor metalice.

Importanţa teoretică şi, nu mai puţin, practică a lucrării este evidentă.

Materialul complex şi foarte variat oferit de această lucrare este organizat raţional, în 15 capitole, bogat ilustrate cu figuri alese, dintre cele mai semnificative. Bogata bibliografie indicată permite celor interesaţi să adîncească, la nevoie, anumite probleme de detaliu.

Capitolele sînt următoarele:

Capitolul 1 — Structura atomului: Evoluţia concepţiei despre structura atomică. Mecanica cuantică. Configuraţia electronică şi tabloul periodic al elementelor.

Capitolul 2 — Structura cristalină a metalelor. Reţele spaţiale şi sisteme cristaline. Structura ordonată a materiei. Forţa de legătură dintre atomi: ionică, covalentă, Van der Waals, metalică. Lantanidele şi actinidele. Relaţii cristalografice.

Capitolul 3 — Ionii în reţelele metalice. Teoria clasică şi cuantică a căldurii specifice.

Capitolul 4 — Electronii în reţelele metalice. Teoria clasică şi cuantică a electronilor liberi. Zone de energie. Zone Brillouin. Suprafeţe Fermi. Conductori, izolatori, semiconductori. Teoria electronică a fazelor din aliaje.

Capitolul 5 — Elasticitatea şi plasticitatea metalelor. Deformaţii elastice, plastice, anelastice. Tensiuni. Deformarea elastică sau plastică a materialelor metalice la cald şi la rece prin alunecare sau maclare. Caracterul neomogen al deformării plastice. Legea lui Schmid. Ecruisarea.

Capitolul 6 — Imperfecţiuni în structura metalelor. Clasificare: Punctiforme. Liniare. Marginale. Elicoidale. Circuitul şi vectorul Burgers. Proprietăţile dislocaţiilor. Densitatea, cîmpul de tensiuni, energia, tensiunea liniară, mişcarea, acţiunea forţelor exterioare asupra dislocaţiilor. Curbarea lor. Surse. Interacţiunea şi trepte în dislocaţii. Mărimea vectorului Burgers. Tipuri şi grupări de dislocaţii. Interacţiunea dislocaţiilor cu defecte puctiforme. Punerea în evidenţă a dislocaţiilor. Imperfecţiuni de suprafaţă.

Capitolul 7 — Deformarea plastică în lumina teoriei dislocaţiilor. Alunecarea şi limita de curgere în cristale perfecte sau reale. Explicarea ecruisajului: curba tensiune-deformaţie a monocristalelor. Cele trei stadii ale ecruisării. Structura materialelor deformate plastic. Durificarea soluţiilor solide. Influenţa limitelor intergranulare.

Capitolul 8 — Termodinamica, mecanismul şi cinetica transformărilor de fază din metale şi aliaje. Condiţii generale, condiţii termodinamice. Mecanismele. Cinetica transformărilor de fază.

Capitolul 9 — Cristalizarea metalelor. Metale lichide. Cristalizarea din topitură. Morfologia interferenţelor la cristalizarea metalelor. Cristalizarea din vapori.

Capitolul 10 — Structura aliajelor. Natura fazelor. Soluţii solide. Faze intermediare.

Capitolul 11 — Sisteme de aliaje. Generalităţi. Aliaje binare. Aliaje ternare.

Capitolul 12 — Transformări de fază în stare solidă. Transformările polimorfică, martensitică, eutectoidă, bainitică. Formarea soluţiilor solide din amestecuri bifazice, la încălzire.

Capitolul 13 — Transformări în stare solidă cu modificări ale compoziţiei chimice (descompunerea soluţiilor solide suprasaturate). Caracteristicile generale, forţa motrice, mecanismul, cinetica transformării.

Capitolul 14 — Recristalizarea materialelor metalice ecruisate. Termodinamica şi mecanismul transformării. Cinetica recristalizării primare. Termodinamica, mecanismul şi cinetica creşterii neîntrerupte a grăunţilor.

Capitolul 15 — Clasificarea ruperilor. Natura rezistenţei mecanice. Rezistenţa teoretică. Teoria ruperii fragile a materialelor amorfe. Teoria lui Griffitz şi ruperea materialelor metalice. Ruperea fragilă, ruperea ductilă, tranziţia ductil-fragil. Factorii care determină ductilitatea sau fragilitatea. Diagrama stării metalice. Ruperea la oboseală. Fluajul.

Fiecare capitol este urmat de bibliografia de specialitate.

O lipsă a lucrării este absenţa unui capitol consacrat studierii importantelor procese de difuziune şi autodifuziune în metale şi aliaje.

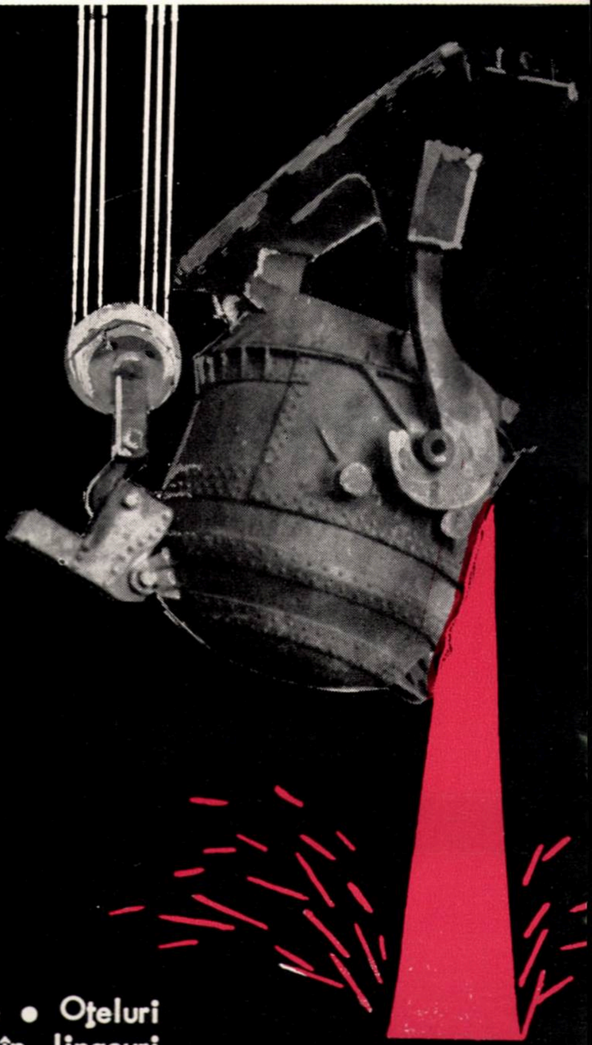
De asemenea, se apreciază că ar fi foarte util ca tratatele de înaltă ţinută ştiinţifică şi de largă documentare, cum este şi cel recenzat, să fie prevăzute cu un index alfabetic al noţiunilor şi al numelor, care să uşureze consultarea lucrării.

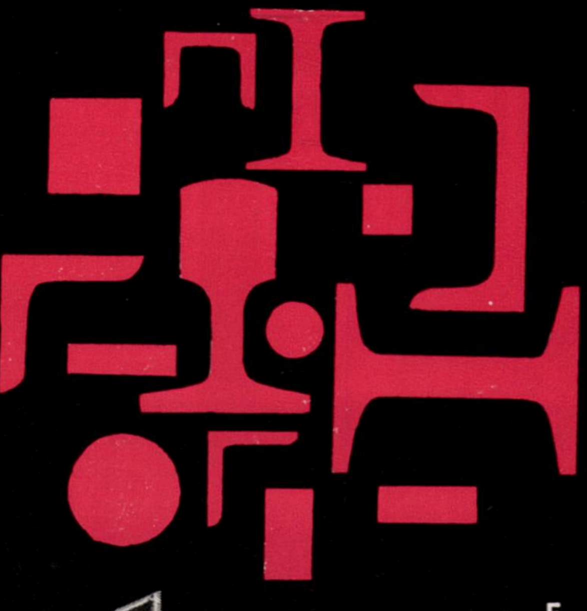
Tratatul prezentat este de primă necesitate studenţilor, cadrelor didactice de specialitate de toate gradele, cercetătorilor din institute şi uzine, tuturor practicienilor care doresc să-şi perfecţioneze cunoştinţele.

Prof. ing. *C. Wanyorek*

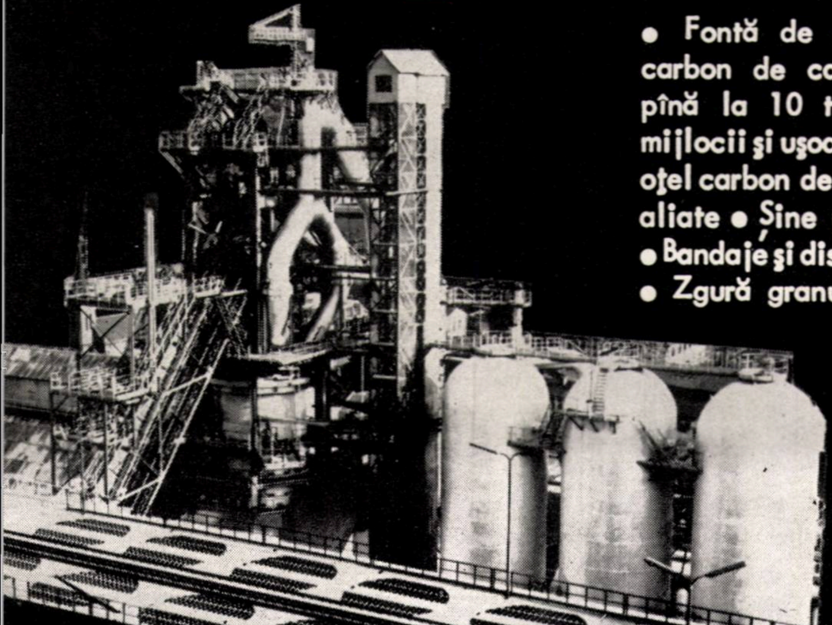
COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA





• Fontă de afinare • Oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t • Profile grele, mijlocii şi uşoare din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate • Şine pentru cale ferată • Bandaje şi discuri de cale ferată • Zgură granulată de furnal



COMBINATUL SIDERURGIC
Reşiţa

FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE

ALBA · IULIA

EXECUTĂ:

Pentru industria metalurgică, industria chimică, industria construcţiilor de maşini, industria materialelor de construcţii etc.

- Şamote refractare, aluminoase şi superaluminoase
- Mortare refractare obişnuite şi aluminoase
- Cărămizi refractare, aluminoase şi superaluminoase
- Cărămizi refractare termoizolante cu greutăţi volumetrice de 0,4—0,8 t/m^3 şi chituri pentru înzidirea lor.

Fabrica de produse
refractare
Alba — Iulia
Str. Clujului nr. 23
Telefon 1521 — 1522 —
1523

POLSERVICE

INTREPRINDERE DE COMERŢ EXTERIOR

Oferă:

un nou procedeu de elaborare a aliajelor de înaltă calitate de fier şi aluminiu

THERMAGAL

care asigură:

– obţinerea a 12 tipuri de aliaje cu conţinut de aluminiu de 5–60 %, cu rezistenţă ridicată la flacără şi temperatură înaltă, precum şi cu proprietăţi electrice şi magnetice deosebite

– obţinerea pieselor turnate cu structură omogenă şi o bună prelucrabilitate

fără cheltuieli de investiţii şi o reducere simultană a cheltuielilor de producţie

Oferim, de asemenea, numeroase alte invenţii tehnice interesante în domeniul mecanicii şi al metalurgiei precum şi

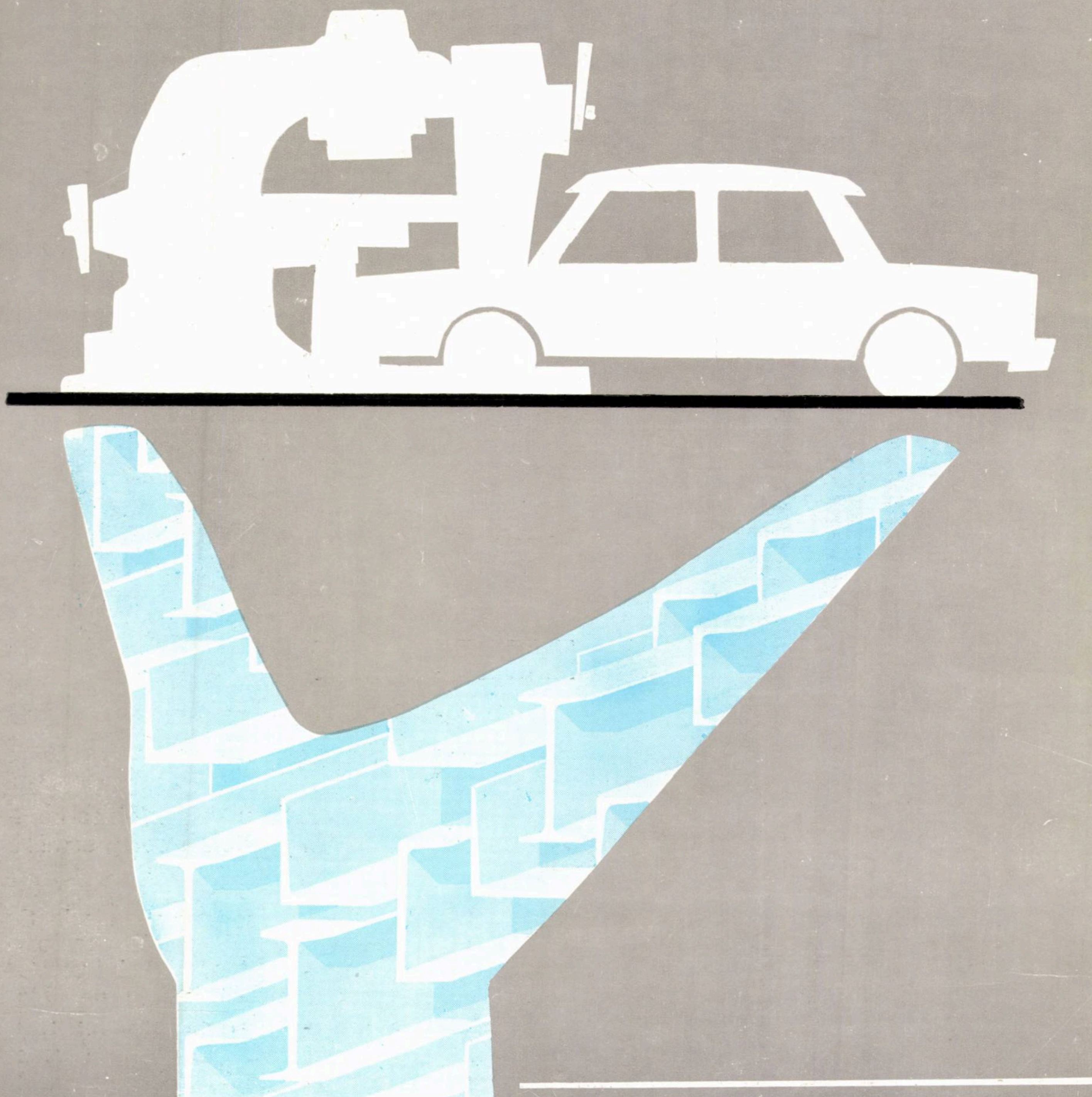
SERVICII TEHNICE în domeniul

– proiectării şi modernizării de instalaţii industriale şi a secţiilor de producţie, elaborării proiectelor de construcţie şi tehnologice, organizării serviciilor de control, asigurării consultaţiilor tehnice

Vă invită să vizitaţi standul nostru la pavilionul polonez de la Tîrgul internaţional din Bucureşti (13–24 octombrie 1970)

POL SERVICE

POLSERVICE
Warszawa – Poznanska 15
Poland
Telefon: 28-72-18
Telegraf: POLSERVICE–Warszawa
Telex: 813 539 upol pl



combinatul siderurgic hunedoara

vă oferă
Laminate din oțel
pentru construcția
de mașini

Combinatul siderurgic Hunedoara
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telefon: 1075—1077—1450—2533—2934
Telex: 03 24 11

laminate din oțel

GRUPUL GHH proiectează, construieşte, livrează şi montează pentru industria siderurgică şi metalurgia neferoasă

M·A·N

Fabrica de maşini Augsburg-Nürnberg Societate Anonimă

Centrale energetice cu motoare Diesel
Grupuri de intervenţie rapidă cu motoare Diesel (grupuri energetice de rezervă)
Macarale siderurgice, poduri rulante, maşini de încercare, instalaţii de climatizare pentru macarale
Poştă pneumatică
Centrale energetice cu abur
Construcţii metalice, ascensoare

Schloemann
Societate Anonimă

Laminoare la cald şi la rece pentru siderurgie şi metalurgie neferoasă
Instalaţii de turnare continuă pentru siderurgie
Ciocane matriţoare
Prese pentru siderurgie şi metalurgie neferoasă
Utilaj de ajustare, instalaţii auxiliare şi accesorii
Acţionări şi comenzi hidraulice

GHH

Gutehoffnungshütte
Sterkrade
Societate Anonimă

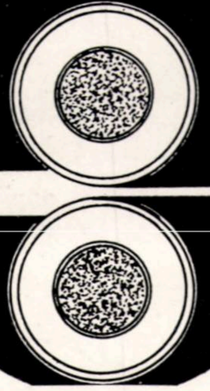
Instalaţii de aglomerare, furnale cu presiune normală şi presiune ridicată la gîtul furnalului
Oţelării cu insuflare de oxigen şi oţelării electrice, cuptoare electrice, convertizoare, melanjoare, oale de turnare, vehicule speciale, lingotiere

Vă rugăm să ne vizitaţi la Tîrgul Internaţional de la Bucureşti
13—24 octombrie 1970, Hala T, Standul 214

Publicom

PRODUCE
ȘI LIVREAZĂ

- Profile laminate din oțel carbon și oțeluri aliate:
  - — oțel pătrat 20 × 20 — 70 × 70 mm
  - — oțel rotund Ø 22 — 60 mm
  - — oțel lat 20 × 10 — 100 × 20 mm
  - — oțel hexagonal (numai din oțel carbon) H 19 — H 29
- Livrarea se face în stare laminată, în stare recoaptă și cojită
- Oțel beton rotund, oțel beton PC în bare sau colaci
- Oțel lat pentru piulițe 20 × 10 — 46 × 23
- Sîrmă laminată în colaci, din oțel carbon Ø 6,5 — 12 mm
- Sîrmă trefilată din oțel cu conținut mic de carbon și sîrmă trefilată recoaptă neagră Ø 1,4 — 10 mm
- Produse din sîrmă trefilată:
  - — cuie pentru construcții, cuie speciale și cuie ținte (Ø 1,4 — 8)
  - — lanțuri comerciale
  - — lanțuri antiderapante auto
- Organe de asamblare:
  - — șuruburi grosolane M 6 — M 12
  - — piulițe grosolane M 6 — M 12
  - — nituri Ø 4 — 6 mm
  - — șaibe plate pentru metale Ø 14 — 33 mm
- Furci pentru agricultură și furci pentru piatră spartă



**Uzina
LAMINORUL
Brăila**

Brăila
Str. Transilvaniei nr. 1 — 5
Adresa telegrafică „LAMINORUL"
Telefon 160.30

CENTRUL DE DOCUMENTARE ȘI PUBLICAȚII TEHNICE AL INDUSTRIEI METALURGICE

pune la îndemîna celor interesați lucrări de informare și documentare în metalurgie

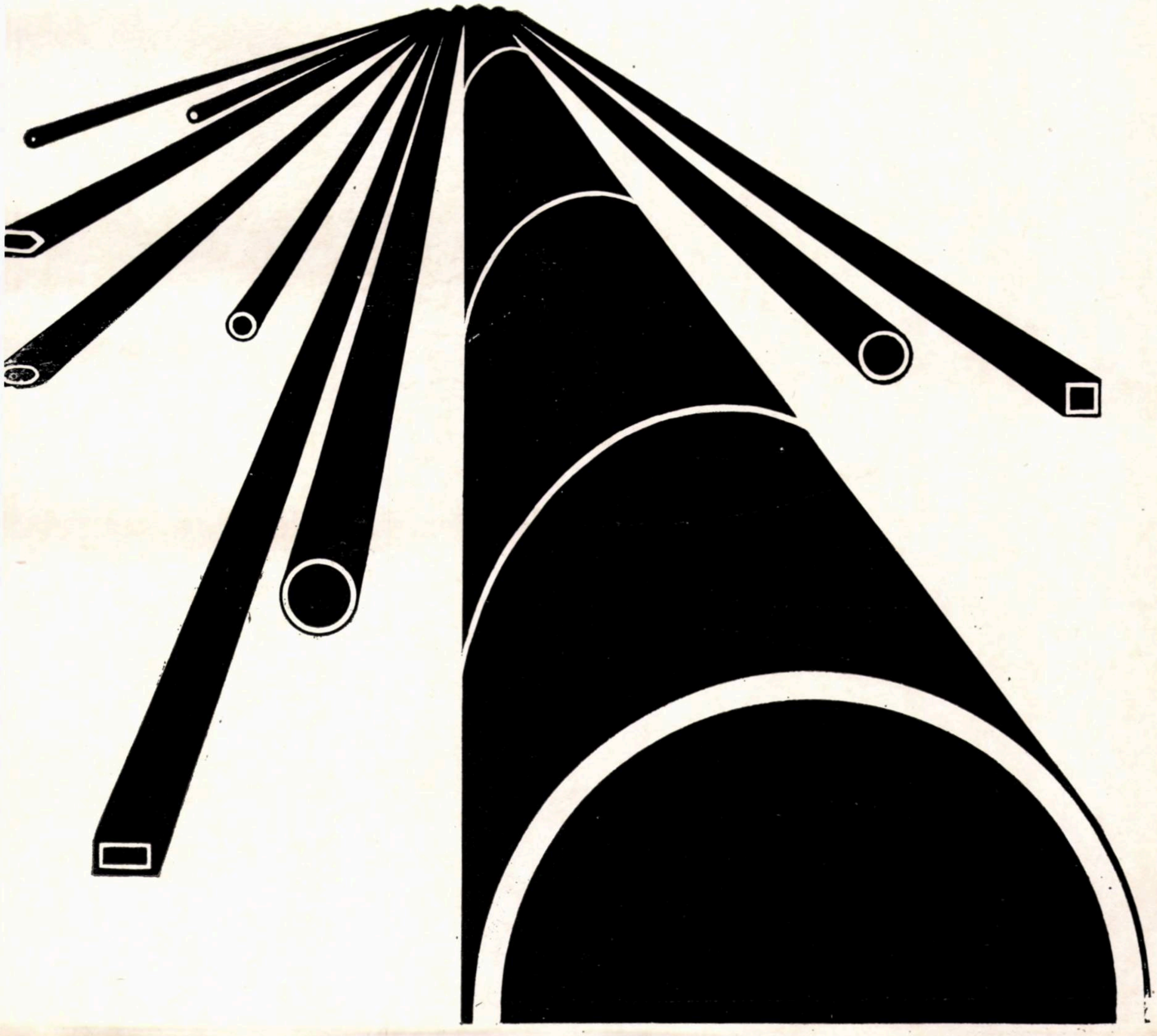
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru cadrele de conducere		Buletinul tratează noutăți tehnice și de organizare, conducere, planificare și eficiență economică în industria metalurgică, semnalînd totodată noutăți din literatura străină de specialitate în probleme de importanță deosebită pentru cadrele de conducere
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru industria siderurgică (cocserie, furnale, oțelărie, laminoare, metalurgie fizică, tratamente termice, control tehnic, laboratoare) și pentru industria materialelor refractare, abrazive, cărbunoase		Buletinul conține sinteze documentare, rezumate ample ale celor mai interesante articole și știri, selecționate din literatura tehnică de specialitate, privind probleme tehnico-științifice și de dezvoltare, tehnologii, produse noi, utilaje, prezentări ale rapoartelor tehnice de deplasări în străinătate, ale materialelor obținute de la diferite congrese, conferințe și simpozioane internaționale de specialitate
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru tehnicieni și maiștri		Buletinul pune la îndemîna tehnicienilor și maiștrilor, precum și a muncitorilor de înaltă calificare, traduceri de articole din reviste de specialitate și cărți tehnice, privind probleme de tehnologie, exploatare și întreținere a utilajelor, organizarea locului de muncă, diferite date folositoare în producție, mecanizări. Buletinul apare în 6 serii de specialitate (cocsari, furnaliști, oțelari, laminatori, refractariști, abraziviști)
INFORMARE PE TEME (la cererea uzinelor)	Semnalări bibliografice	Pe baza temelor date de beneficiar se semnalează periodic (la 2—4 săptămîni) toate articolele de reviste, cărțile tehnice, standardele, brevetele de invenție, cataloagele și prospectele tehnice și alte materiale documentare tratînd temele respective. Semnalarea se face sub formă de fișe bibliografice și se asigură pe bază de abonamente.
	Culegeri de material documentar	Pentru temele la care uzinele se abonează, Centrul de documentare se obligă să pună la dispoziție materialele în original sau în copii xerox. Parte din aceste materiale pot fi livrate chiar traduse
	Sinteze documentare	Lucrări de specialitate pe o temă dată, cuprinzînd ultimele realizări și noutăți din literatura de specialitate pe plan mondial
CATALOGUL CĂRȚILOR DE METALURGIE		Semnalează trimestrial toate cărțile din domeniul metalurgiei primite de bibliotecile din țară
BULETINUL INTERN		Buletinul conține acte cu caracter normativ, emise de Ministerul Industriei Metalurgice sau alte ministere și organe centrale, care sînt obligatorii pentru unitățile din ramura industriei metalurgice.

UZINA
DE
ŢEVI
REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE: Ţevi din oţel fără sudură, cu diametrul exterior pînă la $6\frac{5}{8}$ inci inclusiv, şi ţevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419 — 1 020 mm.

- Burlane de tubaj, prăjini de foraj, ţevi extracţie, conducte, ţevi sudate elicoidal pentru industria petrolieră.
- Burlane de foraj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere pentru prospecţiuni geologice.
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 25 — 159 mm, pentru construcţii.
- Ţevi rotunde şi profilate trase sau laminate la rece, cu diametrul de 6 — 57 mm, pentru construcţii.
- Ţevi cu diametrul pînă la 5 inci inclusiv, pentru instalaţii — apă, abur şi gaz —, filetate sau nefiletate, cu mufă sau fără mufă, în stare neagră (nezincată).
- Ţevi sudate elicoidal pentru conducte de apă, termoficări, construcţii metalice, conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei.



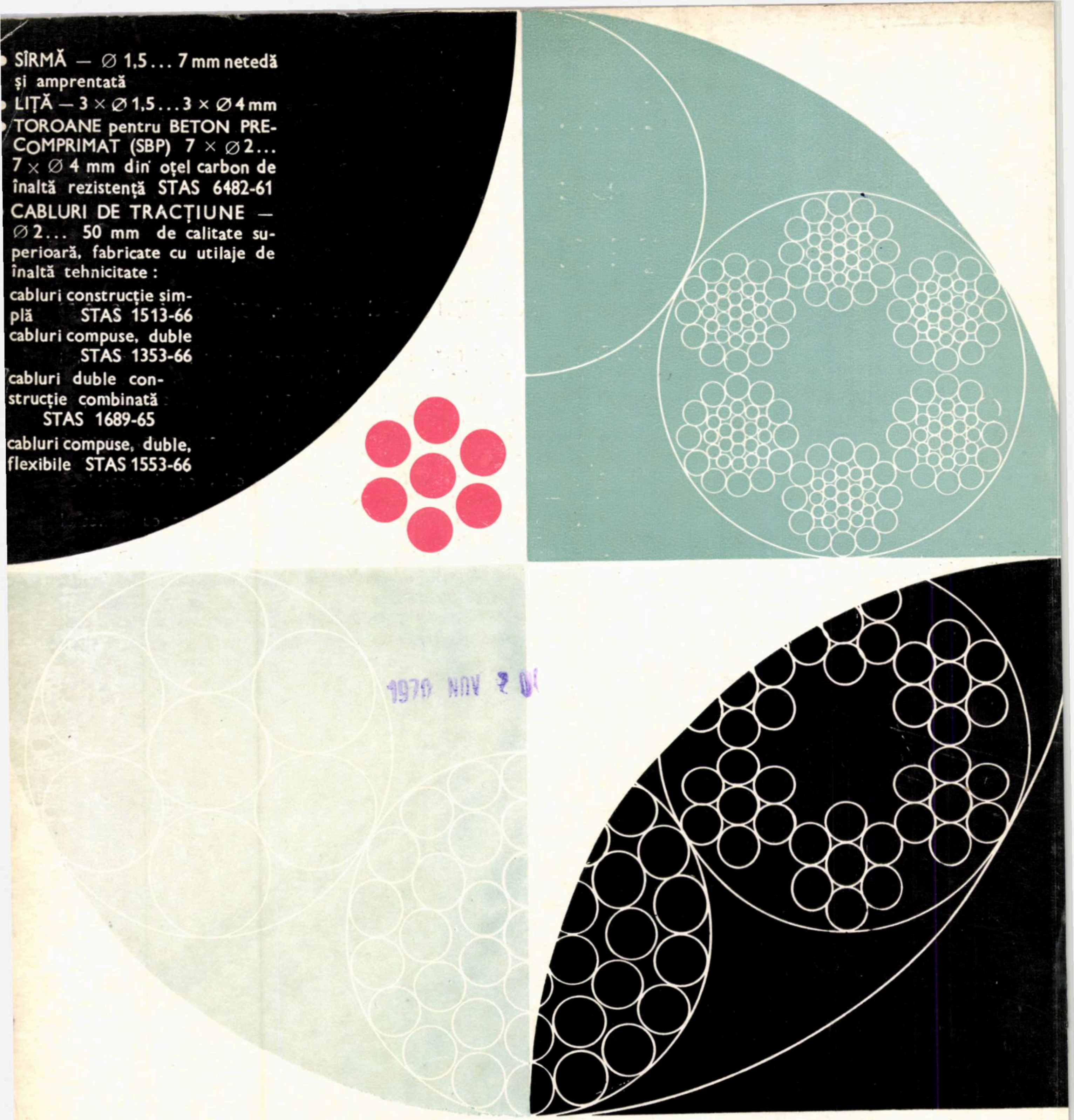
- SÎRMĂ — Ø 1,5 ... 7 mm netedă și amprentată
- LIȚĂ — 3 × Ø 1,5 ... 3 × Ø 4 mm
- TOROANE pentru BETON PRECOMPRIMAT (SBP) 7 × Ø 2 ... 7 × Ø 4 mm din oțel carbon de înaltă rezistență STAS 6482-61
- CABLURI DE TRACȚIUNE — Ø 2 ... 50 mm de calitate superioară, fabricate cu utilaje de înaltă tehnicitate:

cabluri construcție simplă STAS 1513-66

cabluri compuse, duble STAS 1353-66

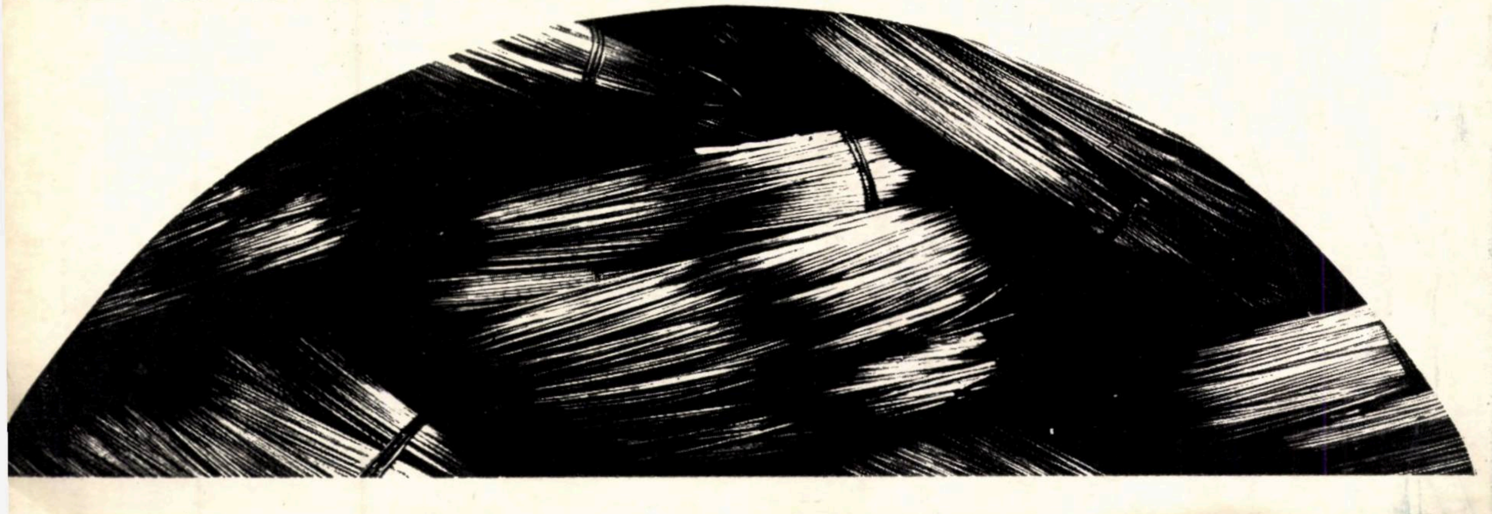
cabluri duble construcție combinată STAS 1689-65

cabluri compuse, duble, flexibile STAS 1553-66



1970 NOV 2 0

NDUSTRIA SÎRMEI CÎMPIA TURZII



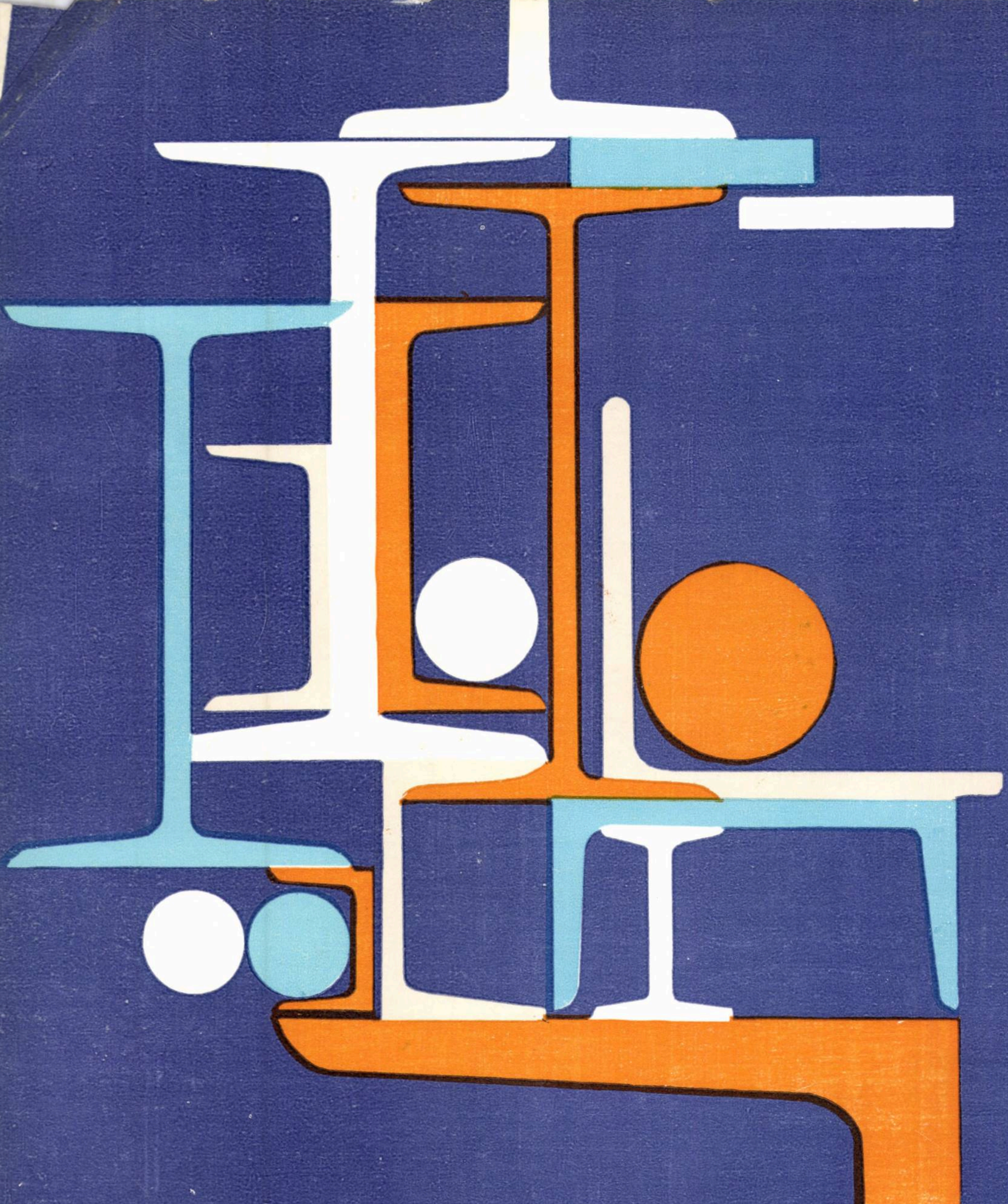
E 3280

METALURGIA

04

11

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXII • NR. 11 • NOIEMBRIE 1970



centrala industrială HUNEDOARA

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA • UZINA "VICTORIA" CALAN • INTREPRINDEREA METALURGICA AIUD • UZINA DE FIER VLAHITA • FABRICA DE PROD. REFRACTARE BARU-MARE

---

oferă : Fontă specială ● Fontă cenuşie STAS 882-65 ● Profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate aliate şi slab aliate ● Utilaj de turnare (lingotiere, maselotiere şi poduri de turnare) ● Radiatoare şi tuburi de presiune din fontă ● Semicocs ● Cocs fluidizare ● Carcase motoare electrice

METALURGIA

Anul 22 nr. 12 decembrie 1970

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ţocu P., Vlădescu M. şi *Ianache P.* : **Cercetări privind aglomerarea deşeurilor mărunte din minereuri de mangan.** 677

Dumitraşcu P., Oprescu I. şi *Vîrcolacu I.* : **Modelarea matematică dinamică a furnalului** 681

Apa L. : **Retopirea oţelurilor cu mangan în cuptor cu electrod consumabil în atmosferă de argon** . . 687

Benţa M. şi *Colţun Marinela* : **Influenţa carbonului asupra determinării sulfului din oţeluri prin analiza spectrometrică în vacuum.** 690

Iancu P. : **Compararea mărimii grăuntelui austenitic determinat prin diferite metode.** 695

Ştefănescu D. M. şi *Bolintineanu Gh.* : **Cercetări privind modificarea fontelor cenuşii cu modificatori complecşi cu bariu (II).** 702

Tripşa I., Dumitru L., Nadu F., Mitu A. şi *Stoicovici E* : **Contribuţii la studiul îndepărtării cuprului şi zincului din cenuşile de pirită.** 709

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Dobrovici D., Ionilă G. şi *Dijmărescu A.* : **Consideraţii în legătură cu intensitatea de funcţionare a furnalelor (I).** 713

Constantinescu N. : **Rezistenţa la oboseală a îmbinărilor sudate şi defectele.** 717

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Adrian M. şi *Ungureanu A. R.* : **Metoda de calcul al sistemului de calibrare cutie în succesiunea dreptunghi — dreptunghi — pătrat de refulare.** 722

Solacolu Maria : **Microfractografia şi aplicaţiile sale.** 730

INFORMĂRI

Chindler N. : **Probleme actuale şi de perspectivă ale laboratoarelor uzinale din industria siderurgică (I).** 732

CRONICĂ 729

COMITETUL DE REDACȚIE

N. Craft, Tr. Dumitrescu, Suzana Gîdea, V. Holban, A. Ieremia, I. Ilca, G. Miheț, I. Moldovan, N. Murguleț, Fl. Oprea, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, I. Prisecaru, Maria Roșianu, T. Segărceanu, L. Sofroni, Cl. Ștefănescu, O. Takacs, I. Tripșa, Silvia Vacu, V. Vulcu

Redactor responsabil: L. Sofroni

Șef rubrică: Georgeta Comșa

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România – Redacția și administrația, București. str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. – M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România – Sector 1. M. I. M. – Centrul de documentare și publicații tehnice – București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparu: Întreprinderea Poligrafică „Informația”, str. Brezoianu nr. 23–25, Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5796

42 406

SOMMAIRE

CD 622.341 : 669.74 : 622.785.001.89

Ţocu P., *Vlădescu M.* et *Ianache P.* : **Recherches concernant l'agglomération des déchêts menus des minérais de manganèse.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 677–680

CD 669.162.2.001.57

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* et *Vîrcolacu I.*: **Le modélage mathématique dinamique du haut fourneau.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 681–686

CD 621.365.9 : 669.15'74 – 124

Apa L. : **La refonte des aciers au manganèse dans le four à électrode consummable, en atmosphère d'argon.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 687–689

CD 669.18 : 546.22 : 543.42 : 66.083.4

Benţa M. et *Colţun Marinela* : **L'influence du carbone sur la détermination du sulf dans les aciers, par l'analyse spectrométrique en vaccuum.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 690–694

CD 539.215 : 669.112.227.1 : 543.42.062

Iancu P. : **La comparaison du grain austénitique déterminé par différentes méthodes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 695–701

CD 669.131.622 : 546.27

Ştefănescu D. M. et *Bolintineanu Gh.* : **Recherches concernant l'inoculation des fontes grises à l'aide d'inoculants complexes au baryum (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 702–708

CD 661.242.8 : 546.56 : 546.47

Tripşa I., *Dumitru L.*, *Nadu F.*, *Mitu A.* et *Stoicovici E.* : **Contributions à l'étude de l'élimination du cuivre et du zinc des cendres de pyrite.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 709–712

CD 669.162.2

Dobrovici D., *Ionilă G.* et *Dijmărescu A.*: **Considérations concernant l'intensité de fonctionnement des fourneaux I.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 713–716

CD 621.791.052.019 : 539.431

Constantinescu N. : **La résistance à la fatigue des joints soudés et leurs défauts.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 717–721

CD 621.771.073.8

Adrian M. et *Ungureanu A. R.* : **Méthodes de calcul du système de calibrage boite dans la succession rectangle — rectangle — carré de refoulement.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 722–729

CD 620.184.6

Solacolu Maria : **La microfractographie et ses applications.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 730–731

CD 669.1.013.5 : 543.062

Chindler N. : **Problèmes actuels et de perspective des laboratoires usinaux de l'industrie sidérurgique (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 732–733

СОДЕРЖАНИЕ

ДК **622.341 : 669.74 : 622.785.001.89**

Цоку П., Влэдеску М. и *Янаке П.:* **Исследования спекания мелких отходов марганцевых руд**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 677–680

ДК **669.162.2.001.57**

Думитрашку П., Опреску И., и Вырколаку И.: **Динамическое математическое моделирование доменной печи**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 681–686

ДК **621.365.9 : 669.15'74 – 124**

Апа Л.: **Переплав марганцевых сталей в электропечи с расходуемым электродом в атмосфере аргона**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 687–689

ДК **669.18 : 546.22 : 543.42 : 66.083.4**

Бенца М. и *Колцун Маринела:* **Влияние углерода на определение серы в сталях при вакуумном спектрометрическом анализе**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 690–694

ДК **539.215 : 669.112.227.1 : 543.42.062**

Янку П.: **Сравнение величины аустенитного зерна, определяемого различными способами**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 695–701

ДК **669.131.622 : 546.27**

Штефэнеску Д. М. и *Болинтиняну Г.:* **Исследования модификаций серых чугунов комплексными, бариевыми модификаторами (II)**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 702–708

ДК **661.242.8 : 546.56 : 546.47**

Трипша И., Думитру Л., Наду Ф., Миту А. и *Стойкович Е.:* **К исследоанию удаления меди и цинка из пиритных огарков**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 709–712

ДК **669..162.2**

Добрович Д., Ионилэ Л., и Джжмэреску А.: **Соображения в связи с интенсивностью работы доменных печей (I)**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 713–716

ДК **621.791.052.019 : 539.431**

Константинеску Н.: **Усталостная прочность сварных соединений и их дефекты**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 717–721

ДК **621.771.073.8**

Адриан М. и *Унгуряну А. Р.:* **Методы расчета коробочной системы калибровки в последовательности: прямоугольник — прямоугольник — осадка на квадрат**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 722–729

ДК **620.184.6**

Солаколу Мария: **Микрофотография и ее применения**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 730–731

ДК **669.1.013.5 :543.062**

Киндлер Н.: **Актуальные и перспективные задачи заводских лабораторий черносметаллургической промышленности (I)**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 732–733

INHALT

DK 622.341 : 669.74 : 622.785.001.89

Ţocu P., Vlădescu M. und *Ianache P.* : **Erforschungen über die Agglomeration der Manganerzfeinabfälle.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 677–680

DK 669.162.2.001.57

Dumitraşcu P., Oprescu I. und *Vîrcolacu I.*: **Dynamisch-mathematische Modellierung des Hochofens.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 681–686

DK 621.365.9 : 669.15'74 – 24

Apa L. : **Umschmelzen von Manganstahl in Öfen mit abschmelzenden Elektroden und Argonatmosphäre.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 687–689

DK 669.18.546.22 : 543.42 : 66.083.4

Benţa M. und *Colţun Marinela*: **Einfluss von Kohlenstoff auf die Schwefelbestimmung im Stahl durch Vakuum-Spektralanalyse.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 690–694

DK 539.215 : 669.112.227.1 : 543.42.062

Iancu P.: **Vergleich der Austenitkorngrössen, durch verschiedene Methoden bestimmt.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 695–701

DK 669.131.622 : 546.27

Ştefănescu D. M. und *Bolintineanu Gh.* ; **Erforschungen über Modification des grauen Roheisen durch Komplexmodifikatoren mit Bariumgehalt (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 702–708

DK 661.242.8 : 546.56 : 546.47

Tripşa I., Dumitru L., Nadu F., Mitu A. und *Stoicovici E.*: **Beiträge zu der Erforschung von Kupfer — und Zinkentfernung aus Pyritaschen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 709–712

DK 669.192.2

Dobrovici D., Ionilă G. und *Dijmărescu A.*: **Berücksichtigungen über Hochofenlaufintensität (I)**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 713–716

DK 621.791.052.019 : 539.431

Constantinescu N.: **Ermüdungsfestigkeit der Schweissnahten und Schweissfehler.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 717–721

DK 621.771.073.8

Adrian M. und *Ungureanu A. R.*: **Rechnungsmethode für Kastenkalibersystem mit Rechteck-Rechteck-Quadrat Stauchungsfolge.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 722–729

DK 620.184.6

Solacolu Maria : **Bruchmikrographie und ihre Anwendungen**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 730–731

DK 669.1.013.5 : 543.062

Chindler N. : **Gegenwärtige und Aussichtsfragen für Betriebslaboratorien in der siderurgischen Industrie (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 732–733

CONTENTS

DC 622.341 : 669.74 : 622.785.001.89

Țocu P., *Vlădescu M.* and *Ianache P.* : **Investigations regarding small manganese ore waste agglomeration.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 677—680

DC 669.162.2.001.57

Dumitrașcu P., *Oprescu I.* and *Vîrcolacu I.*: **Dynamic mathematical modelling of blast-furnace.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 681—686

DC 621.365.9 : 669.15'74 — 124

Apa L. : **Remelting of manganese steel in furnaces with consumable electrode and argon atmosphere.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 687—689

DC 669.18 : 546.22 : 543.42 : 66.083.4

Bența M. and *Colțun Marinela* : **Carbon influence during sulphur estimation in steel by vacuum — spectrometry.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 690—694

DC 539.215. : 669.112.227.1 : 543.42.062

Iancu P. : **Comparison between austenitic grain sizes obtained by various methods.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 695—701

DC 669.131.622: 546.27

Ștefănescu D. M. and *Bolintineanu Gh.*: **Investigations regarding grey-iron inoculation by means of complex inoculants containing baryum (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 702—708

DC 661.242.8 : 546.56 : 546.47

Tripșa I., *Dumitru L.*, *Nadu F.*, *Mitu A.* and *Stoicovici E.* : **Contributions to the study of copper and zinc removing from pyritical ashes.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11 p. 709—712

DC 669.162.2

Dobrovici D. *Ionilă G.* and *Dijmărescu A.*: **Considerations regarding working intensity of blast-furnaces (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 713—716

DC 621.791.052.019 : 539.431

Constantinescu N. : **Fatigue resistance of welded joints and flaws.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 717—721

DC 621.771.073.8

Adrian M. and *Ungureanu A. R.* : **Computation method for the groove box system with rectangular — rectangular—square upsetting sequence,**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 722—729

DC. 620.184.6

Solacolu Maria : **Microfractography and its applications.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, 730—731

DC 669.1.013.5 : 543.062

Chindler N. : **Present and long-range problems of plant laboratories in siderurgy (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 11, p. 732—733

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 11
NOIEMBRIE
1970
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cercetări privind aglomerarea deşeurilor mărunte din minereuri de mangan

Ing. P. ŢOCU, ing. M. VLĂDESCU şi ing. P. IANACHE

Institutul de cercetări metalurgice

CZ 622.341 : 669.74 : 622.785.001.89

RECHERCHES CONCERNANT L'AGGLOMÉRATION DES DÉCHÊTS MENUS DES MINÉRAIS DE MANGANÈSE

Dans le but d'établir une méthode de valorification, pour les nécessités de la sidérurgie, des déchêts menus de minérais de manganèse, résultés dans l'Entreprise minière de Vatra Dornei, l'Institut de recherches métallurgiques a effectué des expérimentations d'agglomération de ces matériaux.

Les expériences effectuées ont démontré que toutes les trois sortes examinées séparément ou mélangées se prettent parfaitement à ce procédé de préparation, les paramètres de l'agglomération ainsi que les caractéristiques physiques et mécaniques de l'aggloméré produit étant similaires à celles de l'aggloméré résulté des minérais de fer produit dans les complexes sidérurgiques de R. S. România.

INVESTIGATIONS REGARDING SMALL MANGANESE ORE WASTE AGGLOMERATION

In view to develop a method for siderurgical utilization of small manganese ore waste from the Mining Plant Vatra Dornei, investigations regarding agglomeration of these materials were performed at the Metallurgical Research Institute.

Performed investigations emphasized that all three brands, processed separately or as a mixture, are perfectly suited for this proceeding, agglomeration parametra and physicomechanical properties of the resulting agglomerate being similar to those of iron-ore agglomerate obtained in Rumanian siderurgical plants.

În cursul procesului de extracţie şi preparare a minereului de mangan de la Iacobeni rezultă cantităţi însemnate de minereuri sau concentrate mărunte mangano-feroase (circa 40 000 t/an), care sînt aruncate ca deşeuri din cauza granulaţiei lor necorespunzătoare. Aceste materiale conţin însă 20–30% Mn şi 10–15% Fe. În scopul valorificării lor pentru necesităţile siderurgiei s-au efectuat, la Institutul de cercetări metalurgice, experimentări de laborator şi în fază pilot, urmărindu-se stabilirea posibilităţilor de aglomerare a acestor deşeuri. S-au studiat astfel următoarele materiale : oxid concentrat de mangan, carbonat prăjit de mangan şi oxid brut de mangan. Compoziţia chimică a acestor materiale este prezentată în tabela 1, iar compoziţia granulometrică, în tabela 2.

Experimentările de aglomerare s-au efectuat la o instalaţie tip cutie pătrată, cu suprafaţa grătarului 320 × 330 mm. Descrierea acestei instalaţii şi a modului de lucru a fost prezentată în publicaţii anterioare [1], [2].

Combustibilul folosit pentru aglomerare a fost un cocs siderurgic clasic avînd 14,4% cenuşă şi 1,2% materii volatile, măcinat sub 3 mm.

În scopul studierii comportării în procesul de aglomerare a diverselor minereuri mărunte de mangan s-au efectuat şarje de aglomerat cu procente diferite de combustibil, variind între 4 şi 8% din cantitatea de minereu folosită.

La toate încercările returul a fost menţinut constant, reprezentînd 30% din totalul de minereu.

Tabela 1

Minereul	Compoziția chimică, %									
	Fe_{tot}	Mn_{tot}	MnO_2	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	P	S	PC
Oxid concentrat de mangan	9,25	31,90	17,39	25,38	1,72	3,63	2,24	0,38	0,968	2,50
Carbonat prăjit de mangan	11,85	29,24	40,93	24,41	1,88	0,66	urme	0,25	0,015	11,86
Oxid brut de mangan	13,68	19,00	26,42	38,28	1,57	0,66	0,38	0,26	0,030	9,09

Tabela 2

Minereul	Compoziția granulometrică, %							
	−0,5 mm	0,5 − 1 mm	1 − 1,5 mm	1,5 − 2 mm	2 − 3 mm	3 − 5 mm	5 − 10 mm	+10 mm
Oxid concentrat de mangan	15,68	10,61	11,50	7,72	6,73	28,10	17,91	1,75
Carbonat prăjit de mangan	18,14	12,60	12,50	8,05	6,52	22,70	13,19	6,30
Oxid brut de mangan	12,83	15,05	15,45	8,31	8,42	26,28	13,53	0,33

Stabilirea consumurilor optime de combustibil s-a efectuat pe baza echilibrării returului, adică pentru a obține o cantitate de retur din șarjă egală cu cea introdusă în amestecul de aglomerare.

Gradul de echilibrare a returului s-a calculat cu relația :

$$E = \frac{R_r}{R_i} \cdot 100,$$

unde :

E reprezintă gradul de echilibrare a returului, % ;

R_r — cantitatea de retur rezultată, kg ;

R_i — cantitatea de retur încărcată în cuvă, kg.

În scopul aprecierii gradului de reproductibilitate a încercărilor, în afara echilibrării returului s-au calculat pierderile totale la sinterizare după formula :

$$P_T = \left(1 - \frac{A}{I}\right) 100,$$

unde :

P_T reprezintă pierderi totale la sinterizare, % ;

A — cantitatea de aglomerat și retur rezultată, kg ;

I — cantitatea de amestec încărcat în cuvă, kg.

Productivitatea instalației pilot de aglomerare, care depinde de permeabilitatea șarjei și de reactivitatea combustibilului folosit, s-a calculat după relația :

$$P = \frac{A_1 \times 60}{t \times S},$$

unde :

P este productivitatea instalației pilot, kg/m^{2}h ;

A_1 — cantitatea de aglomerat peste 8 mm, kg ;

t — durata șarjei, min ;

S — suprafața grătarului cuvei ($S = 0{,}1056$ m^2).

Toate experimentările de aglomerare s-au efectuat la o înălțime a stratului de material în cuva de aglomerare de 300 mm.

Pentru a se putea aprecia capacitatea de aglomerare a deșeurilor mărunte din minereul de mangan, parametrii de funcționare ai instalației pilot, calitățile fizico-mecanice și chimice ale aglomeratului produs, precum și caracteristicile amestecului de aglomerare folosind aceste deșeuri au fost comparate cu o perioadă de referință.

În această perioadă de referință s-a folosit o rețetă a șarjei de aglomerare similară celei utilizate la fabricile de aglomerare de la C.S. Hunedoara, alcătuită din :

— minereu mărunt Krivoi-Rog	50 % ;
— concentrat Teliuc	25 % ;
— concentrat Căpuș	15 % ;
— praf de furnal	10 % ;
	100 %
— calcar Crăciunești	16 % ;
— cocs	6,5 %

Atît în perioada de referință, cît și la experimentările cu deșeuri mărunte de minereu de mangan, calitatea aglomeratului produs, consumurile de combustibil, productivitatea și ceilalți parametri obținuți au fost studiați numai în cazul unei echilibrări a returului de 100 ± 5 %.

Rezultatele experimentărilor efectuate (medii pe perioadă) sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Parametrii	Perioada			
	Referinţă	Oxid concentrat de Mn	Carbonat prăjit de Mn	Oxid brut de Mn
Caracteristicile amestecului aglomerat :				
— umiditate, %	7,25	8,16	8,02	7,91
— carbon în amestec, %	5,54	3,27	4,33	5,22
— greutatea volumetrică a amestecului, kg/dm³	2,04	2,12	1,86	1,89
Depresiunea iniţială, mm H_2O	940	820	843	827
Viteza verticală de aglomerare, mm/min	9,76	10,0	9,40	9,30
Temperatura maximă sub grătar, °C	440	426	397	393
Aglomeratul rezultat, kg	39,0	42,1	34,2	35,9
Pierderile totale la sinterizare, %	17,0	9,0	16,3	14,4
Echilibrarea returului, %	103,3	100,8	103,6	101,3
Productivitatea, kg/m²h	722	800	611	631
Consumul de combustibil anhidru, kg/t	67,72	45,88	84,32	73,43
Caracteristicile aglomeratului :				
Fe_{total}, %	47,37	11,17	13,84	12,95
Mn_{total}, %	1,10	34,35	30,48	31,24
bazicitatea	1,01	0,11	0,02	0,02
granulometria aglomeratului:				
— 8 mm, %	26,8	24,6	25,3	24,4
8 — 20 mm, %	22,8	16,0	15,1	13,5
20 — 50 mm, %	24,3	16,6	16,8	15,4
+ 50 mm, %	26,1	42,8	42,8	46,7
Rezistenţa la tobă (—5 mm), %	19,0	21,8	29,5	31,7

Experimentări de aglomerare cu oxid concentrat de mangan

Utilizarea oxidului concentrat de mangan ca materie primă pentru aglomerare a dus la obţinerea următoarelor rezultate :

— consumul de combustibil anhidru raportat la tona de aglomerat scade faţă de perioada de referinţă cu circa 32% ; variaţia gradului de echilibrare a returului în funcţie de consumul de combustibil exprimat în procente este dată în figura 1, unde se observă că gradul de echilibrare scade cu creşterea consumului de combustibil la toate deşeurile de minereu mărunt de mangan folosit ;

— productivitatea instalaţiei pilot de aglomerare, raportată la perioada de referinţă, creşte cu circa 11%, fiind de 800 kg/m²h în perioada experimentărilor faţă de 722 kg/m²h în perioada de referinţă ;

— referitor la calitatea aglomeratului se observă o scădere a conţinutului de Fe_{total} de la 47,37%, la referinţă, la 11,17%, la experimentările cu oxid concentrat de mangan, şi o creştere a conţinutului de Mn_{total} din aglomerat ; de asemenea, bazicitatea aglomeratului scade, toate aceste efecte fiind o urmare a naturii diferite a componenţilor şarjelor de aglomerat ; acest fapt se poate observa atît în cazul oxidului concentrat de mangan, cît şi la experimentările cu carbonat prăjit de mangan şi oxid brut de mangan (fig. 2) ;

— rezistenţa la toba Micum a aglomeratului este de 21,8%, în cazul experimentărilor cu oxid concentrat de mangan, faţă de 19,0%, în perioada de referinţă, deci valori apropiate, care arată că aglomeratul obţinut are o calitate satisfăcătoare în ceea ce priveşte rezistenţa sa mecanică.

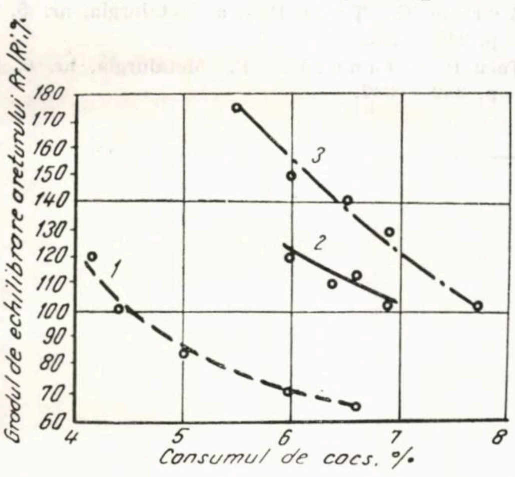


Fig. 1. Variaţia gradului de echilibrare a returului în funcţie de consumul de cocs :
1 — oxid concentrat; 2 — oxid brut; 3 — carbonat de mangan prăjit.

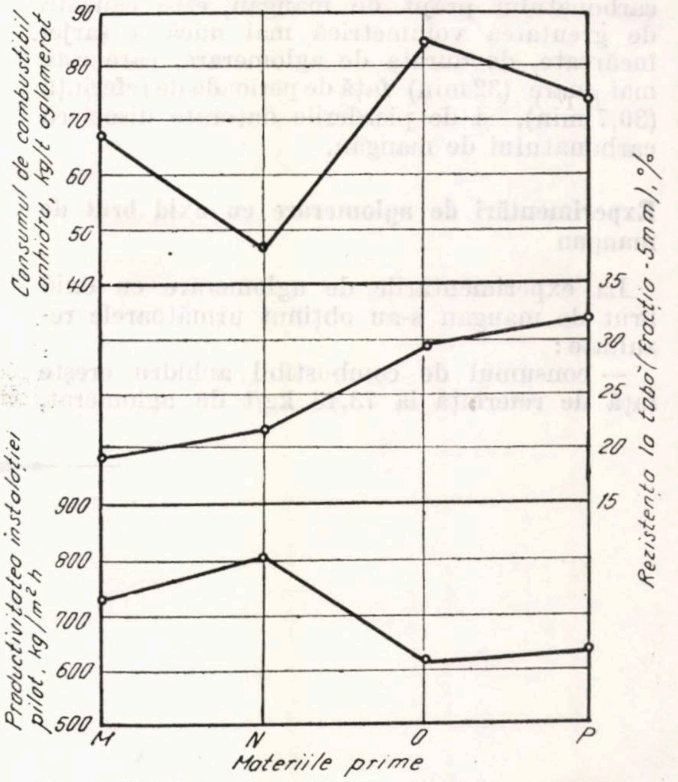


Fig. 2. Variaţia productivităţii, rezistenţei la tobă şi a consumului de combustibil în funcţie de materia primă utilizată :
M — amestec de referinţă; *E* — oxid concentrat; *C* — carbonat prăjit; *P* — oxid brut de mangan.

Experimentări de aglomerare cu carbonat prăjit de mangan

În cazul folosirii carbonatului prăjit de mangan ca materie primă pentru aglomerare rezultă următoarele :

— consumul de combustibil anhidru crește față de perioada de referință la 84,32 kg/t de aglomerat față de 67,72 kg/t de aglomerat, deci cu circa 24%, ceea ce indică o mai slabă capacitate de aglomerare a carbonatului prăjit de mangan față de oxidul concentrat de mangan; această creștere a consumului de combustibil se datorează probabil și necesarului suplimentar de căldură pentru disocierea resturilor de carbonați ;

— productivitatea instalației pilot de aglomerare scade cu circa 15% față de referință ;

— rezistența la toba Micum a aglomeratului din carbonat prăjit de mangan este mai scăzută (29,5%) față de referință (19%).

După cum se observă din tabela 3 creșterea productivității instalației în cazul oxidului concentrat de mangan se datorează unei cantități mai mari de aglomerat rezultat la folosirea acestuia față de referință (42,1 kg aglomerat în raport cu 39,1 kg) pentru șarje încărcate în cuvă, de greutăți apropiate. Acest fapt se datorează pierderilor totale de sinterizare mai mici (9%), în cazul oxidului concentrat de mangan, față de 17%, la referință.

Scăderea de 15% a productivității, în cazul carbonatului prăjit de mangan, este cauzată de greutatea volumetrică mai mică a șarjei încărcate, de durata de aglomerare, care este mai mare (32 min) față de perioada de referință (30,7 min), și de pierderile datorate disocierii carbonatului de mangan.

Experimentări de aglomerare cu oxid brut de mangan

La experimentările de aglomerare cu oxid brut de mangan s-au obținut următoarele rezultate :

— consumul de combustibil anhidru crește față de referință la 73,43 kg/t de aglomerat, în raport cu 67,72 kg/t de aglomerat, adică cu circa 8% ;

— productivitatea instalației pilot de aglomerare scade cu 13% față de perioada de referință datorită atît duratei mai mari de aglomerare (32,3 min față de 30,7 min la referință), cît și cantităților mai scăzute de aglomerat produs ;

— rezistența la toba Micum este, de asemenea, mai scăzută, fiind de 31,7% față de 19% în perioada de referință.

Concluzii

Experimentările de aglomerare a deșeurilor mărunte din minereurile de mangan au dus la concluzia că acestea se pretează foarte bine procedeului studiat, parametrii de aglomerare (consumul specific de combustibil, viteza verticală de aglomerare, productivitatea etc.) încadrîndu-se în limitele de variație a parametrilor obținuți la aglomerarea minereurilor de fier.

Caracteristicile fizico-mecanice (granulația, rezistența mecanică) ale aglomeratului produs sînt asemănătoare caracteristicilor aglomeratului obținut din minereurile de fier, putîndu-se șarjabiliza în furnale fără dificultăți.

A rezultat, de asemenea, că cel mai bine se aglomerează oxidul concentrat de mangan, care necesită un consum minim de combustibil, aglomeratul produs avînd o rezistență mecanică bună, iar productivitatea instalației de aglomerare fiind ridicată.

Cele trei sorturi de deșeuri mărunte din minereurile de mangan se pot aglomera în condiții la fel de bune și în amestec, în diferite proporții.

BIBLIOGRAFIE

[1] Avram C., Țocu P. ș. a. Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 249 — 255.

[2] Țocu P. și Ianache P. Metalurgia, nr. 6, 1970, p. 342 — 347.

◆

Modelarea matematică dinamică a furnalului

Prof. ing. P. DUMITRAŞCU, conf. dr. ing. I. OPRESCU şi ing. I. VÎRCOLACU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti

CZ 669. 162. 2. 001. 57

LE MODÉLAGE MATHÉMATIQUE DYNAMIQUE DU HAUT FOURNEAU

L'ouvrage représente une étude critique du modélage dynamique du fourneau, de la nécéssité et du but du modélage dynamique et démontre le comportement dynamique général du haut fourneau, en utilisant : les réponses indiciales, les fonctions de transfert et les lienes de transfert.

On analyse aussi les caractéristiques dynamiques du haut fourneau (temps morts, constantes de temps, facteurs d'amplification) pendant la variation des paramètres de réglage, et l'on indique l'influence des caractéristiques constructives et fonctionnelles du haut fourneau sur les caractéristiques dynamiques.

À la fin, on présente les essais en cours, pour le modélage dynamique du haut fourneau, en vue de corriger les modèles stationnaires.

DYNAMIC MATHEMATICAL MODELLING OF BLAST–FURNACE

The paper presents a critical study regarding dynamic modelling of blast-furnace, necessity and goals of dynamic modelling. General dynamic behaviour of blast-furnace is described : indicial response, transfer functions and transfer points.

Dynamic characteristics of blast furnace are analysed (dead times, time constants, amplification coefficient) and their dependence upon variation parametra ; influence of blast-furnace building and operational factors on dynamic parametra are indicated as well.

Finally, investigations in progress for blast-furnace dynamic modelling, in view to correct stationary models, are presented.

Necesitatea şi scopul modelării dinamice

Modelarea matematică staţionară a furnalului, ale cărei principii au fost expuse în [1], stă în prezent la baza celor mai multe realizări industriale de conducere cu calculator a procesului de elaborare a fontei.

Ecuaţiile modelelor staţionare caracterizează însă funcţionarea furnalului numai în regim permanent (staţionar), în care nu intervin deranjamente şi variaţii necontrolate ale mărimilor de intrare [1], cauzate de acţiunea mărimilor de perturbaţie. Mai mult decît atît, agregatul poate avea o multitudine de regimuri permanente posibile, pentru diferite valori ale mărimilor de intrare sau de perturbaţie, avînd capacitatea de a se adapta diferitelor condiţii de funcţionare.

Furnalul real nu se găseşte însă niciodată într-un veritabil regim permanent, ci într-un regim tranzitoriu, de trecere de la un regim staţionar la altul, ca urmare a acţiunii mărimilor de perturbaţie care există realmente, deşi automatizarea convenţională avansată le reduce numărul şi gradul de acţiune. O mărime de perturbaţie importantă este variaţia raportului C/Fe al încărcăturii, determinată de erorile cîntarelor din sistemul de încărcare sau de variaţia compoziţiei încărcăturii. La aceasta de adaugă, ţinînd seamă de faptul că majoritatea modelelor staţionare sînt realizate numai pentru zona de elaborare (inferioară) a furnalului, variaţia gradului de oxidare a fierului ce pătrunde în această zonă, ca urmare a variaţiei condiţiilor de reducere în zona superioară de pregătire (variaţia reductibilităţii minereului sau aglomeratului, modificări ale repartiţiei fluxului gazos etc.).

În general se poate considera deci că ieşirea furnalului din regim staţionar este cauzată de mărimi de perturbaţie ce acţionează prin intermediul încărcăturii deoarece mărimile de intrare şi în special parametrii de reglare (caracteristicile aerului suflat) se menţin constante la furnalele moderne. De asemenea, regimul tranzitoriu este provocat deliberat prin variaţia parametrilor de reglare, în scopul conducerii procesului de elaborare a fontei.

Deoarece regimurile tranzitorii au durate mari, este evident faptul că ele caracterizează funcţionarea furnalului cel puţin în egală măsură cu cele staţionare, reducerea frecvenţei lor şi menţinerea furnalului într-o stare cît mai apropiată de cea staţionară depinzînd de reducerea acţiunii mărimilor de perturbaţie, în special prin pregătirea corespunzătoare a încărcăturii.

Rezultă că pentru conducerea corectă a procesului din furnal, o importanţă deosebită o are studiul comportării dinamice a acestuia şi, pe această bază, modelarea matematică dinamică a agregatului, în scopul verificării valabilităţii ecuaţiilor modelelor staţionare în regimurile tranzitorii.

Comportarea dinamică a furnalului

Determinările experimentale efectuate pe diverse furnale [2], [3], [4] au dus la concluzia că furnalul poate fi considerat pentru majoritatea parametrilor săi un element de ordinul II cu autocompensare (autoechilibrare, autoreglare), răspunsul său indicial fiind aperiodic supraamortizat de ecuaţia generală :

$$T_0 \frac{d^2e(t)}{dt^2} + T_1 \frac{de(t)}{dt} + e(t) = k_F \cdot i(t - T_m), \qquad (1)$$

unde :

$e(t)$ este parametrul considerat al furnalului ;
$i(t)$ — mărimea de intrare (sau de perturbaţie, z) ;
T_0, T_1 — constante de timp ;
k_F — factorul de amplificare al furnalului ;
T_m — timpul mort

şi cu funcţia de transfer :

$$Y_F(s) = \frac{k_F}{T_0 \cdot s^2 + T_1 \cdot s + 1} \cdot e^{-sT_m} \qquad (2)$$

Adoptînd o aproximare uzuală se înlocuieşte furnalul real (fig. 1, *a*) cu un element 1 cu timp mort T_m, înseriat cu un element 2 de ordinul I cu constanta de timp T. În aceste condiţii, de pe răspunsul indicial real al furnalului (fig. 1, *b*) se determină caracteristicile dinamice ale furnalului : T_{eF} — constanta de timp echivalentă ; T_{meF} — timpul mort echivalent ; k_F — factorul de amplificare ; modul de determinare rezultă din figură.

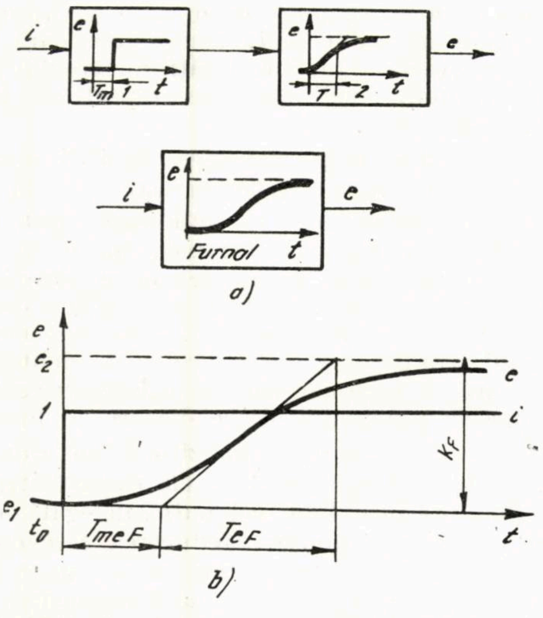


Fig. 1. Schemă pentru determinarea comportării dinamice (*a*) şi determinarea caracteristicilor dinamice (*b*) ale furnalului.

Valorile T_{eF} şi T_{meF} indică faptul că procesul din furnal este un proces lent, timpii morţi avînd în general valori de ordinul secunde — minute şi inerţia, măsurată prin constantele de timp, de ordinul minutelor.

În condiţiile aproximării prezentate, ecuaţia funcţională a furnalului devine :

$$T_{eF} \cdot \frac{de(t)}{dt} + e(t) = k_F \cdot i(t - T_{meF}) \qquad (3)$$

şi funcţia de transfer corespunzătoare :

$$Y_F(s) = \frac{k_F}{T_{eF} \cdot s + 1} \cdot e^{-s \cdot T_{meF}} \qquad (4)$$

Pentru parametrii cu răspuns fără timp mort, în relaţiile (3) şi (4) $T_{meF} = 0$.

În figura 2 se prezintă răspunsurile unui furnal cu volum util de 1 380 m³ [2], [3] la mărimi de intrare în treaptă, iar în figura 3, un loc de transfer în plan Nyquist (hodograf) al acestuia, care exemplifică comportarea dinamică arătată.

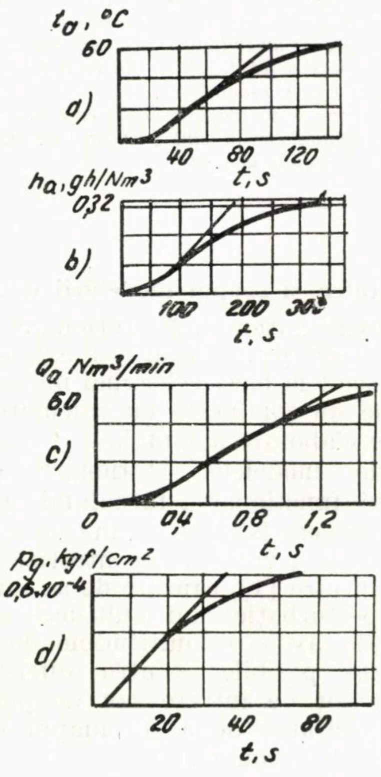


Fig. 2. Răspunsuri tipice ale furnalului :

a — temperatura aerului suflat (la variaţia poziţiei clapei de amestec); *b* — umiditatea aerului suflat (la variaţia debitului de abur); *c* — debitul de aer suflat (la variaţia poziţiei clapei de la gura de vînt); *d* — presiunea gazului la gură (la variaţia poziţiei clapei de pe conducta de gaz).

Valorile caracteristicilor dinamice pentru acest furnal sînt date în tabela 1.

Pentru modelarea dinamică a procesului interesează însă nu numai variaţia parametrilor de bază în regim tranzitoriu ci, în primul rînd,

Tabela 1

Mărimea de ieşire, e	Mărimea de intrare, i	T_{meF}, s	T_{eF}, s	k_F, $\frac{\text{u.m.e.}}{\text{u.m.i.}}$
Temperatura aerului suflat	Poziţia clapei de amestec	20	88	$6{,}0 \frac{°\text{C}}{\%\ \text{cursă}}$
Umiditatea aerului suflat	Debitul de abur	45	135	$0{,}6 \cdot 10^{-2} \frac{\text{gf/Nm}^3}{\text{m}^3\text{/s}}$
Debitul de aer prin gura de vînt	Poziţia clapei de reglare	0,26	1,06	$6{,}0 \frac{\text{Nm}^3\text{/min}}{\%\ \text{cursă}}$
Presiunea gazului la gură	Poziţia clapei de reglare	3	32	$36 \cdot 10^{-4} \frac{\text{at}}{\%\ \text{cursă}}$

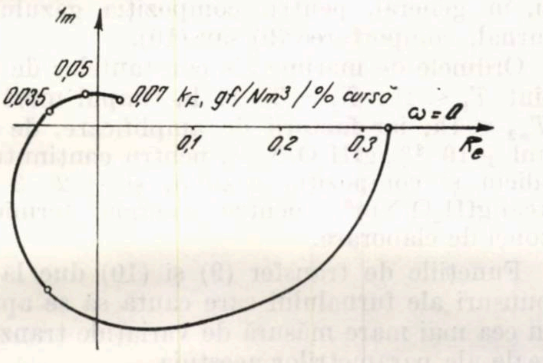


Fig. 3. Exemplu de hodograf tipic al furnalului (variaţia umidităţii aerului suflat la variaţia poziţiei clapei de pe conducta de abur).

variaţia tranzitorie a parametrilor modelelor staţionare.

După cum s-a arătat [1], parametrul cel mai utilizat este energia termică cedată patului de fuziune în zona inferioară (de elaborare) a furnalului (exemplu W_u în modelul IRSID). Variaţia tranzitorie a acestuia şi, corespunzător, variaţia conţinutului de siliciu al fontei elaborate la variaţia în treaptă a parametrilor aerului suflat, confirmă comportarea furnalului ca element cu autocompensare cu răspunsul dat de ecuaţia (3) şi funcţia de transfer (4).

Încercările efectuate pe un furnal cu volum util de 800 m³ [4], [5] au dus la răspunsuri de tipul celui din figura 4 care, prin prelucrare statistică, pot fi generalizate prin curbele din figura 5. Caracteristicile dinamice astfel obţinute rezultă din această figură (T_{meF} şi T_{eF}) şi din tabela 2 (k_F, coloana 1).

Se remarcă, în primul rînd, inerţia mare a furnalului la variaţia temperaturii aerului suflat şi a cantităţii de adaos injectat în acesta, precum şi faptul că numai acţiunea acestui adaos este caracterizată prin timp mort (funcţia de transfer dată de relaţia 4).

Factorii de amplificare din tabela 2 sînt mai mici decît cei care rezultă din ecuaţiile modelului staţionar, calculate pentru variaţii teoretice în treaptă ale parametrilor aerului suflat. În figura 5 s-au indicat valoarea staţionară reală a energiei termice W_{ur} (rezultată experimental) şi valoarea staţionară teoretică W_{ut} (calculată din ecuaţiile modelului staţionar). Se remarcă faptul că $W_{ur} < W_{ut}$, putîndu-se

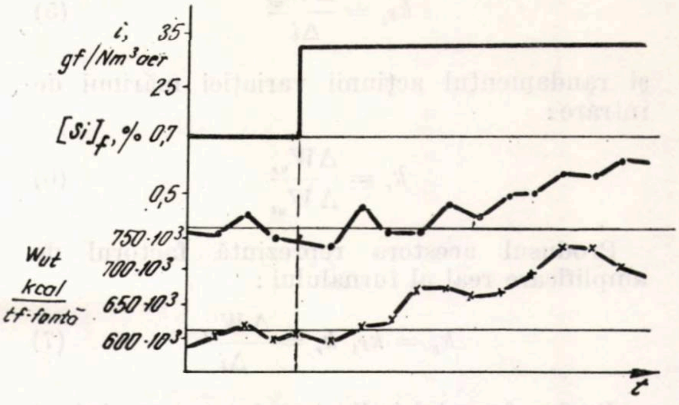


Fig. 4. Exemplificarea răspunsului furnalului la variaţia în treaptă a conţinutului de adaos injectat în aerul suflat.

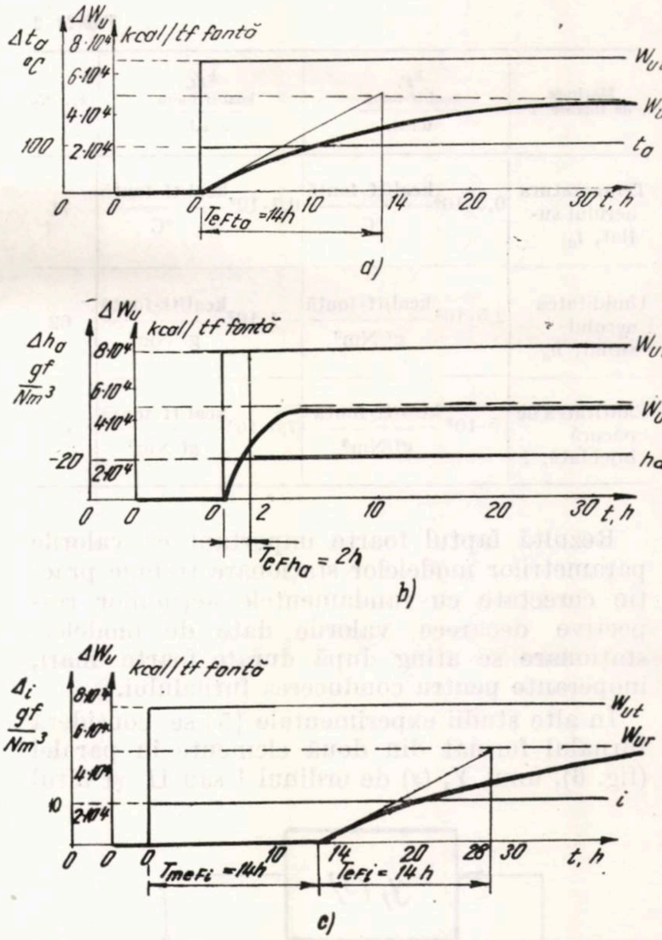


Fig. 5. Răspunsuri ale furnalului la variaţia în treaptă: *a* — a temperaturii aerului suflat; *b* — a umidităţii aerului suflat h_a; *c* — a conţinutului de adaos injectat în aerul suflat *i*.

defini factorul de amplificare teoretic al furnalului:

$$k_{F_t} = \frac{\Delta W_{ut}}{\Delta i} \tag{5}$$

şi randamentul acţiunii variaţiei mărimii de intrare:

$$k_r = \frac{\Delta W_{ur}}{\Delta W_{ut}} \tag{6}$$

Produsul acestora reprezintă factorul de amplificare real al furnalului:

$$k_F = k_{Ft} \cdot k_r = \frac{\Delta W_{ur}}{\Delta i} \tag{7}$$

Pentru furnalul indicat mai sus s-au obţinut valorile k_{Ft} şi k_r din tabela 2.

Tabela 2

Mărimea de intrare, i	k_F, $\frac{\text{kcal/tf·fontă}}{\text{u.m.i.}}$	k_{Ft}, $\frac{\text{kcal/tf·fontă}}{\text{u.m.i.}}$	k_r, %
Temperatura aerului suflat, t_a	$0{,}5 \cdot 10^3 \frac{\text{kcal/tf·fontă}}{{}^\circ\text{C}}$	$0{,}7 \cdot 10^3 \frac{\text{kcal/tf·fontă}}{{}^\circ\text{C}}$	71
Umiditatea aerului suflat, h_a	$2{,}5 \cdot 10^3 \frac{\text{kcal/tf·fontă}}{\text{gf/Nm}^3}$	$-4 \cdot 10^3 \frac{\text{kcal/tf·fontă}}{\text{gf/Nm}^3}$	62
Cantitatea de păcură injectată, i	$5 \cdot 10^3 \frac{\text{kcal/tf·fontă}}{\text{gf/Nm}^3}$	$7{,}5 \cdot 10^3 \frac{\text{kcal/tf·fontă}}{\text{gf/Nm}^3}$	67

Rezultă faptul foarte important că valorile parametrilor modelelor staţionare trebuie practic corectate cu randamentele acţiunilor respective deoarece valorile date de modelele staţionare se ating după durate foarte mari, inoperante pentru conducerea furnalului.

În alte studii experimentale [5] se consideră furnalul format din două elemente în paralel (fig. 6), unul $Y_1(s)$ de ordinul I sau II şi altul $Y_2(s)$ de ordinul I sau II, cu sau fără timp mort, funcţia de transfer a furnalului fiind:

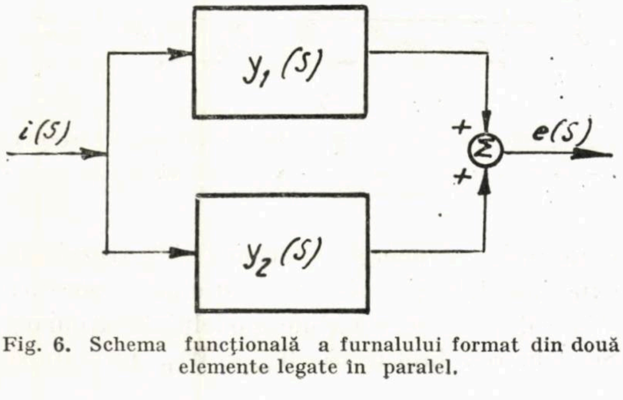


Fig. 6. Schema funcţională a furnalului format din două elemente legate în paralel.

$$Y_F(s) = Y_1(s) + Y_2(s) \tag{8}$$

La variaţia în treaptă a umidităţii aerului suflat (utilizată cel mai frecvent ca parametru de reglare) se obţin următoarele funcţii de transfer ale furnalului: pentru energia termică a zonei de elaborare W_u:

$$Y_{FW_u}(s) = -\frac{k_{F_1}}{(T_1 \cdot s + 1)^2} + \frac{k_{F_2} \cdot e^{-s \cdot T_{m2}}}{(T_2 \cdot s + 1)^2} \tag{9}$$

şi pentru conţinutul de siliciu al fontei:

$$Y_{FSi}(s) = -\frac{k_{F_1}}{T_1 \cdot s + 1} + \frac{k_{F_2} \cdot e^{-s \cdot T_{m2}}}{T_2 \cdot s + 1} \tag{10}$$

şi, în general, pentru compoziţia gazului de furnal, comportarea (9) sau (10).

Ordinele de mărime ale constantelor de timp sînt $T_1 \leqslant 1\text{h}$, $T_2 = 3-11$ h, timpul mort este $T_{m2} \leqslant 1\text{h}$, iar factorii de amplificare, de ordinul $\pm 10^{-2}\,\%/\text{gfH}_2\text{O/Nm}^3$, pentru conţinutul de siliciu şi compoziţia gazului, şi $\pm 2-3 \cdot 10^3$ $\text{kcal/gfH}_2\text{O/Nm}^3$, pentru energia termică a zonei de elaborare.

Funcţiile de transfer (9) şi (10) duc la răspunsuri ale furnalului care caută să se apropie în cea mai mare măsură de variaţiile tranzitorii reale ale parametrilor acestuia.

Modelele dinamice ale furnalului

Un model dinamic cu aplicaţie semiindustrială în prezent este modelul bazat, ca şi cel staţionar, pe energia termică W_u, cedată încărcăturii în zona de elaborare.

În acest model, regimurile tranzitorii sînt explicate prin acumulările de carbon, oxigen şi energie termică, care determină trecerile de la un regim staţionar la altul [4], [6], [7], [8].

Considerînd rezerva de cocs a furnalului ca un pat de cocs între zona de topire şi cea de ardere a cocsului la nivelul gurilor de vînt, volumul acesteia este constant în regim staţionar, variind în regim tranzitoriu. Ca urmare a acestei variaţii, se deplasează mecanic nivelul zonei de topire, ceea ce are ca efect variaţia productivităţii furnalului şi, deci, şi a energiei termice W_u. Rezultă că deplasarea mecanică a zonei de topire şi variaţia volumului rezervei de cocs constituie cauzele inerţiei furnalului, deci a existenţei regimului tranzitoriu.

Acumulările de oxigen şi de energie termică contribuie în mică măsură la inerţia furnalului deoarece ele decurg mult mai rapid ca cele de carbon. În schimb, ele afectează valabilitatea ecuaţiilor modelelor staţionare, stabilite pentru acumulări de oxigen şi căldură nule şi pentru debit de aer suflat constant.

Acumulările de carbon nu au această influenţă deoarece ele sînt introduse în ecuaţiile staţionare prin analiza gazului de furnal.

Considerînd schema funcţională a furnalului din figura 7, în condiţiile în care furnalul este

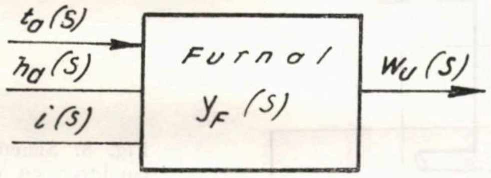


Fig. 7. Schema funcţională a furnalului pentru stabilirea modelului dinamic.

un element liniar şi debitul de aer constant, funcţiile de transfer la variaţia parametrilor aerului suflat sînt:

la variaţia temperaturii:

$$Y_{Fta}(s) = \frac{k_{Fta}}{T_{eFta}s + 1} \tag{11}$$

la variaţia umidităţii:

$$Y_{Fha}(s) = \frac{k_{Fha}}{T_{eFha}s + 1} \tag{12}$$

şi la variaţia cantităţii de adaos injectat:

$$Y_{Fi}(s) = \frac{k_{Fi}}{T_{eFi} \cdot s + 1} \cdot e^{-S \cdot T m_{eFi}} \tag{13}$$

Răspunsul furnalului în domeniul complex, care constituie modelul matematic al acestuia, este:

$$W_u(s) = Y_{Fta}(s) \cdot t_a(s) + Y_{Fha}(s) \cdot h_a(s) + \\ + Y_{Fi}(s) \cdot i(s), \tag{14}$$

din care se calculează variaţia energiei termice în domeniul real:

$$W_u(t) = \mathcal{L}^{-1}[W_u(s)] = \mathcal{L}^{-1}[Y_{Fta}(s) \cdot t_a(s)] + \\ + \mathcal{L}^{-1}[Y_{Fha}(s) \cdot h_a(s)] + \mathcal{L}^{-1}[Y_{Fi}(s) \cdot i(s)] \tag{15}$$

Sub formă matricială, modelul se scrie:

$$[k_F] = \begin{bmatrix} k_{Fta} & 0 & 0 \\ 0 & k_{Fha} & 0 \\ 0 & 0 & k_{Fi} \end{bmatrix} \tag{16}$$

$$\left[\frac{e^{-sTm_{eF}}}{T_{eF} \cdot s + 1}\right] = \begin{bmatrix} \dfrac{1}{T_{eFta} \cdot s + 1} & 0 & 0 \\ 0 & \dfrac{1}{T_{eFha} \cdot s + 1} & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{1}{T_{eFi} \cdot s + 1} \end{bmatrix} \tag{17}$$

rezultînd răspunsul:

$$W_u(s) = H_F(s) \cdot i(s) \tag{18}$$

unde $H_F(s)$ este matricea globală de transfer, prezentată mai sus.

De exemplu, pentru furnalul cu volum util de 800 m³, ale cărui caracteristici dinamice au fost date în paragraful anterior, matricea este [4]:

$$[k_F] = \begin{bmatrix} 0{,}5 \cdot 10^3 & 0 & 0 \\ 0 & 2{,}5 \cdot 10^3 & 0 \\ 0 & 0 & 5 \cdot 10^3 \end{bmatrix} \tag{19}$$

$$\left[\frac{e^{-sTm_{eF}}}{T_{eF} \cdot s + 1}\right] = \begin{bmatrix} \dfrac{1}{14 \cdot s + 1} & 0 & 0 \\ 0 & \dfrac{1}{2 \cdot s + 1} & 0 \\ 0 & 0 & \dfrac{e^{-14 \cdot s}}{14 \cdot s + 1} \end{bmatrix} \tag{20}$$

şi modelul dinamic:

$$W_u(s) = \frac{0{,}5 \cdot 10^3}{14 \cdot s + 1} \cdot t_a(s) - \frac{2{,}5 \cdot 10^3}{2 \cdot s + 1} \cdot h_a(s) + \\ + \frac{5 \cdot 10^3}{14 \cdot s + 1} \cdot e^{-14 \cdot s} t_a \cdot (s) \tag{21}$$

Modelul dinamic este utilizat pentru corectarea parametrilor modelului staţionar, ţinînd seamă de existenţa regimurilor tranzitorii. Un exemplu de schemă de conducere cu model dinamic este dat în figura 8.

Subansamblul I al calculatorului determină parametrii modelului staţionar W_u şi P_t, iar subansamblurile II şi III efectuează controlul în amonte (feedback) şi respectiv în aval (feedforward).

Reglarea stării termice a furnalului se face uzual, prin variaţia umidităţii aerului suflat. Dacă apare un regim tranzitoriu şi energia termică a furnalului variază după relaţia (15), corecţia necesară de umiditate pentru a se menţine constant conţinutul de siliciu al fontei este de tipul:

$$\Delta h_a = k_{Fha} \cdot \int_0^t \Delta W_u(t) \cdot dt \tag{22}$$

unde: $\Delta W_u(t)$ este variaţia energiei termice.

Dacă apare o perturbaţie care modifică valoarea unuia din parametrii aerului suflat, determinînd deci un regim tranzitoriu, se stabileşte valoarea şi durata corecţiei necesare pentru revenire în regim staţionar. Astfel, presupunînd că apare o perturbaţie ce modifică conţinutul de adaos injectat în aerul suflat cu valoarea $\Delta_i(s)$, acţiunea ei este anulată printr-o corecţie de temperatură a aerului $\Delta t_a(s)$, care se calculează după criteriul abaterii pătratice minime a calităţii fontei:

$$\varepsilon^{-2} = \lim_{T \to \infty} \cdot \frac{1}{2T} \int_{-T}^{+T} \Delta W_u^2(t) \cdot dt \tag{23}$$

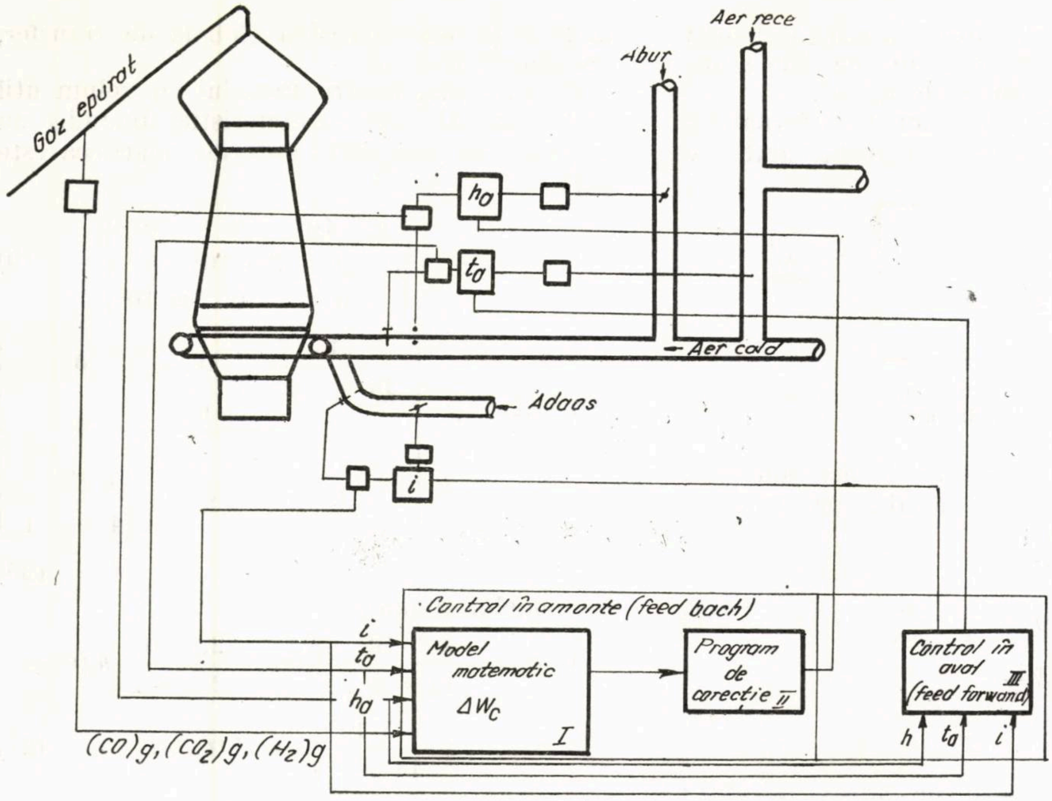

Gaz epurat
Aer rece
Abur
h_a
t_a
Aer cald
Adaos
i
Control în amonte (feed bach)
i
t_a
h_a
Model matematic ΔW_c I
Program de corecție II
Control în aval III (feed forward)
(CO)g, (CO$_2$)g, (H$_2$)g
h
t_a
i

Fig. 8. Schemă de conducere cu calculator a furnalului pe baza modelului dinamic.

în care:

$$\Delta_u W\ (t) = \mathcal{L}^{-1}\left[Y_{Fla}(s)\cdot \Delta t_a(s) + Y_{Fi}(s)\cdot \Delta i\ (s)\right] \quad (24)$$

Rezultatele obținute pînă în prezent confirmă, deocamdată pe scară redusă, eficacitatea conducerii furnalului pe baza acestui model dinamic, care are ca efect menținerea constantă a calității fontei (a conținutului de siliciu în aceasta).

Alte modele dinamice ale furnalului descriu comportarea tranzitorie a acestuia prin ecuații cu derivate parțiale [9] sau exponențiale [10], limitîndu-se însă la studiul teoretic al procesului de elaborare a fontei.

Concluzii

Modelarea matematică dinamică a furnalelor se găsește în stadiu inițial. Ea s-a realizat numai pentru cazuri particulare, adică pentru anumite furnale, cu caracteristici constructive date, anumite elemente de măsură și regimuri de funcționare limitată, care determină valorile caracteristicilor dinamice. Generalizarea modelelor dinamice este o problemă de actualitate ca și mărirea preciziei în determinarea funcțiilor de transfer ale furnalului, a urmăririi ca acestea să exprime în cît mai mare măsură comportarea dinamică reală a acestuia.

Realizările practice actuale folosesc modelarea dinamică în scopul corectării soluțiilor ecuațiilor modelelor staționare, astfel încît valorile acestora să corespundă unor durate ale regimurilor tranzitorii care practic pot fi folosite pentru conducerea procesului.

În cazul modelării dinamice, ca și în cel al modelării staționare, o mare importanță păstrează constanța caracteristicilor încărcăturii furnalului, în scopul reducerii valorii și frecvenței mărimilor de perturbație, care provoacă apariția regimurilor tranzitorii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrașcu P., Oprescu I. și Vîrcolacu I. *Modelarea matematică staționară a furnalului*. Metalurgia, nr. 9, 1970, p. 551—557.

[2] Kopelovici A.P. *Avtomaticescoie regulirovanie v ciornoi metallurghii*. Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[3] Kopelovici A.P. *Sisteme de reglare automată*. București, Editura tehnică, 1963.

[4] Staib C. ș.a. *Comportarea dinamică a furnalului și metodă de reglare automată*. Revue de Métallurgie, nr. 11, 1968, p. 717—749.

[5] Luckers J., Vidal R., Leeonte P. și Ponghiș N. *Primele rezultate ale unui studiu experimental asupra dinamicii furnalului*. Automation in Iron making. Metallurgical Reports CNRM, p. 51—64.

[6] Staib C. *Controlul funcționării furnalului alimentat cu aglomerat*. Revue de Métallurgie, nr. 1, 1964, p. 1—26.

[7] Staib C., Dancoisne P. și Michard J. *Considerații teoretice asupra automatizării conducerii furnalului*. Journées Internationales de Sidérurgie, Amsterdam, 1965, p. 133—144.

[8] Jousseau N., Staib C. și Michard J. Congres ILAFA, Montevideo, oct., 1967, Raport IRSID Re. 185.

[9] Lahiri A.K. și Sashadri V. *Analiza proceselor din furnal pe baza unui model dinamic*. Journal of the Iron and Steel Institute, martie, 1969, p. 293—307.

[10] Fielden C.J. și Wood B.J. *Simularea dinamică a furnalului*. Journal of the Iron and Steel Institute, iulie, 1968, p. 650—658.

Retopirea oţelurilor cu mangan în cuptor cu electrod consumabil în atmosferă de argon

Dr. ing. L. APA
Comitetul de Stat al Planificării

CZ 621.365.9;669.15'74–124

LA REFONTE DES ACIERS AU MANGANÈSE DANS LE FOUR À ÉLECTRODE CONSUMMABLE, EN ATMOSPHÈRE D'ARGON

Les pertes en manganèse, par vaporisation, qui atteignent à la refonte à arc en vide avancé (10^{-3} torr) jusqu'à 40%, peuvent être complètement éliminées par l'introduction, dans la chambre de refonte, d'un gaz (argon), jusqu'à ce que l'on atteint une pression de 25 — 75 torr.

REMELTING OF MANGANESE STEEL IN FURNACES WITH CONSUMABLE ELECTRODE AND ARGON ATMOSPHERE

Manganese losses by vaporization, which for high-vacuum arc-melting (10^{-3} torr) may attain about 40%, can be completely removed by introducing into the remelting space of a gas (argon) until a pressure of 25 — 75 torr is attained.

Retopirea oţelurilor aliate în vid înaintat ($10^{-2} - 10^{-4}$ torr) pe lîngă degazarea acestora determină într-o măsură însemnată vaporizarea elementelor de aliere în special a celor cu tensiune ridicată de vapori, conducînd, în final, la pierderi de elemente de aliere şi la modificări însemnate ale compoziţiei chimice [1], [2], [3]. Acest neajuns se poate înlătura introducînd în spaţiul de lucru, după evacuarea aerului, un gaz inert şi făcînd retopirea sub o presiune totală mai ridicată [4]. În acest fel compoziţia chimică a oţelului obţinut diferă puţin de cea a oţelului iniţial.

Dintre elementele de aliere uzuale cea mai mare tendinţă de vaporizare prezintă manganul [6]. De aceea, problema împiedicării vaporizării acestui element are o mare însemnătate în practica retopirii oţelului în vid.

Tensiunea de vapori a manganului pur p°_{Mn}, în funcţie de temperatură (în °K), se poate calcula conform cercetărilor recente [5], cu ajutorul relaţiei :

$$\log p^{\circ}_{\mathrm{Mn}} = -\frac{14\,520}{T} - 3{,}02 \log T + 19{,}24 \quad (1)$$

Tensiunea de vapori a fierului la aceeaşi temperatură este mult mai mică şi se poate stabili pe baza relaţiei :

$$\log p^{\circ}_{\mathrm{Fe}} = -\frac{19\,710}{T} - 1{,}27 \log T + 13{,}27 \quad (2)$$

Cu ajutorul acestor formule s-au calculat tensiunile de vapori ale manganului pur şi ale fierului pur, prezentate comparativ în tabela 1.

Ţinînd seamă de diferenţa mare dintre tensiunea de vapori a manganului şi a fierului este explicabil faptul că la retopirea în vid concentraţia manganului din oţelul lichid scade mult datorită vaporizării.

Tensiunea de vapori a manganului în soluţie p_{Mn} depinde de concentraţie şi se poate calcula pe baza legii lui Raoult :

$$p_{\mathrm{Mn}} = \gamma_{\mathrm{Mn}} \cdot N^{l}_{\mathrm{Mn}} \cdot p^{\circ}_{\mathrm{Mn}} \quad (3)$$

în care :

γ_{Mn} este coeficientul de activitate a manganului care în cazul soluţiilor binare Fe—Mn poate fi considerat egal cu 1 ;

N^{l}_{Mn} — concentraţia de mangan în fază lichidă, exprimată în fracţii molare.

În tabela 2 se arată tensiunea parţială de vapori a manganului dizolvat în fier, în

Tabela 1

Temperatura, °C	Tensiunea de vapori a metalului pur, torr	
	p°Mn	p°Fe
1 570	31,6	0,0275
1 590	36,6	0,0323
1 610	42,7	0,0441
1 630	49,7	0,0588
1 670	67,6	0,0912
1 700	87,1	0,1201

Tabela 2

Temperatura, °C	Tensiunea de vapori a manganului la diferite concentraţii de Mn, torr			
	0,35%Mn	1%Mn	3%Mn	5%Mn
1 570	0,112	0,318	0,960	1,600
1 590	0,131	0,370	1,110	1,850
1 610	0,153	0,431	1,300	2,160
1 630	0,177	0,502	1,510	2,520
1 670	0,240	0,681	2,060	3,420
1 700	0,300	0,880	2,650	4,420

funcţie de temperatură la diferite concentraţii de mangan. Rezultă că, deşi mult mai mică decît în cazul manganului pur, tensiunea de vapori a manganului în soluţii de concentraţie obişnuită pentru oţeluri este totuşi mai mare cu cel puţin un ordin de mărime decît presiunea în spaţiul de lucru al instalaţiilor de retopire în vid ($10^{-2} - 10^{-4}$ torr).

Pentru tratarea teoretică a problemei [8] se consideră faza gazoasă ca un sistem izolat care se supune legii generale a gazelor perfecte. Tensiunea parţială de vapori a manganului se poate determina în acest caz astfel:

$$p_{\mathrm{Mn}} = N^g_{\mathrm{Mn}} \cdot P, \tag{4}$$

în care:

N^g_{Mn} este concentraţia de mangan în fază gazoasă, exprimată în fracţii molare.

În acelaşi timp tensiunea de vapori a manganului este în echilibru şi cu faza lichidă conform relaţiei (3). Deci se poate scrie:

$$N^l_{\mathrm{Mn}} \cdot p^o_{\mathrm{Mn}} = N^g_{\mathrm{Mn}} \cdot P \tag{5}$$

de unde:

$$\frac{N^l_{\mathrm{Mn}}}{N^g_{\mathrm{Mn}}} = \frac{P}{p^o_{\mathrm{Mn}}} \tag{6}$$

Concentraţia manganului în baie se micşorează cu atît mai mult, cu cît presiunea totală P este mai mică. Mărind presiunea totală pe orice cale, de exemplu prin introducerea unui gaz inert în spaţiul de lucru, raportul $N^l_{\mathrm{Mn}} : N^g_{\mathrm{Mn}}$ se măreşte şi cantitatea de mangan care se vaporizează scade.

Datele experimentale confirmă cele arătate mai sus. Astfel, utilizînd argon la retopirea oţelurilor cu mangan în cuptor cu arc cu electrod consumabil, pierderile prin vaporizare scad sensibil.

Încercările s-au realizat cu ajutorul unei instalaţii tip Heraeus L. 200 h [7]. După atingerea presiunii de $1 \cdot 10^{-3}$ torr pompele de vid au fost oprite şi s-a introdus în spaţiul de topire argon, pînă la atingerea presiunii de 25, respectiv 75 torr. Apoi s-a conectat curentul şi a început topirea.

Au fost retopite bare rotunde, prelucrate din oţel moale cu diferite conţinuturi de mangan (2,6 – 5%), avînd diametrul de 38 mm, utilizîndu-se cristalizor de ∅ 80 mm; intensitatea curentului folosit a fost de 1,4 şi 2,2 kA.

S-au făcut şase astfel de retopiri. În tabela 3 sînt prezentate datele obţinute. Retopirea a decurs normal, fără dificultăţi.

Din tabelă rezultă că la retopirea în atmosferă de argon la presiunea de 25 şi 75 torr a unor oţeluri cu 2,6 – 5,0% Mn, pierderile prin vaporizare practic dispar. Diferenţele de compoziţie sînt aproximativ în cîmpul de abateri admisibile ale analizei chimice (circa ±2%), din care cauză în unele cazuri conţinutul de mangan al lingoului obţinut după retopire apare mai mare decît al electrodului. La două din cele şase încercări au apărut unele pierderi prin vaporizare de 3, respectiv 5%.

Tabela 3

Intensitatea curentului, kA	Viteza de topire, kg/min	Presiunea, torr	Compoziţia chimică, inainte/după retopire *				Pierderile de mangan prin vaporizare, %
			C, %	Mn, %	P, %	S, %	
1,4	0,840	75	0,022 0,033	2,66 2,52	0,012 0,013	0,013 0,014	5,2
1,4	0,800	75	0,037 0,040	2,84 2,84	0,014 0,012	0,015 0,014	—
1,4	0,700	25	0,02 0,02	5,03 4,87	0,013 0,013	0,015 0,015	3,2
1,4	0,685	25	0,02 0,02	4,96 4,94	0,010 0,014	0,015 0,014	0,4
2,2	0,965	75	0,03 0,04	2,81 2,95	0,012 0,016	0,015 0,016	—
2,2	1,010	75	0,04 0,03	2,81 2,84	0,013 0,012	0,014 0,014	—

* Si—urme.

Tabela 4

Intensitatea curentului, kA	Viteza de topire kg/min	Compoziţia chimică înainte/după retopire *					Pierderile de Mn prin vaporizare, %
		C, %	Si, %	Mn, %	P, %	S, %	
1,4	0,420	0,03 0,03	0,051 0,052	2,87 1,78	urme urme	0,003 0,003	38,0
1,4	0,336	0,03 0,03	0,051 0,052	2,87 1,89	urme urme	0,003 0,003	34,0
1,4	0,478	0,03 0,03	0,051 0,051	2,90 1,93	urme urme	0,003 0,003	33,5
2,2	0,810	0,03 0,03	0,035 0,044	2,86 2,43	urme urme	0,003 0,004	15,0
2,2	0,336	0,03 0,03	0,040 0,040	3,20 2,62	urme urme	0,004 0,003	18,1
2,2	0,785	0,04 0,04	urme urme	3,07 2,66	0,032 0,030	0,010 0,019	13,4

* Presiunea -10^{-3} torr.

Pentru comparaţie, în tabela 4 se arată rezultatele unor retopiri făcute în condiţii aproximativ identice cu cele menţionate, cu excepţia presiunii în spaţiul de lucru, care la această serie de încercări a fost de 1×10^{-3} torr. În acest caz, pentru intensitatea de curent de 1,4 kA (viteza medie de topire 0,450 kg/min) pierderile de mangan au fost de circa 35%, iar pentru intensitatea de curent de 2,2 kA (viteza medie de topire 0,800 kg/min), de circa 16%.

S-a arătat într-un articol anterior [6] că la topirea în vid înaintat pierderile de mangan prin vaporizare depind de condiţiile de lucru şi, în principal, de viteza de topire. Din compararea datelor cuprinse în tabelele 3 şi 4 rezultă că în toate cazurile, la retopirea în atmosferă de argon, indiferent de celelalte condiţii, pierderile prin vaporizare sînt neînsemnate în comparaţie cu retopirea în vid înaintat.

Din cele de mai sus rezultă că, la retopirea oţelurilor cu conţinut mai ridicat de mangan în instalaţii în vid, reducerea pierderilor prin vaporizare se poate realiza introducînd un gaz protector (argon) în spaţiul de lucru pînă la atingerea unei presiuni de cîţiva zeci de torri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fischer W. A. şi Derenbach H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 4, 1964, p. 307 — 316.

[2] Schenck H. şi Domalsky H. H. Archiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 11, 1961, p. 753 — 760.

[3] Apa L. Metalurgia nr. 4, 1968, p. 211 — 218.

[4] Sommer — Plöckinger E. *Elektrostahl Erzeugung*, Ediţia 1964, p. 263 — 265 şi 425.

[5] Kubaschevski E. şi Evans G. B. *Alcock*. Metallurgical Thermochemistry (Pergamon — Press), p. 411.

[6] Apa L. Metalurgia, nr. 4, 1970, p. 209 — 213.

[7] Apa L. Comunicare la Sesiunea de comunicări ştiinţifice ICEM, vol. 11, 1970, p. 391 — 413.

[8] Carapeţianţ M. H. *Termodinamica chimică*. Bucureşti, Editura tehnică, 1953, p. 255.

◆

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation **of your products**
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through
PUBLICOM
the Romanian International Advertising Agency

We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency

22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex : 374 telefon : 13.98.83

Influenţa carbonului asupra determinării sulfului din oţeluri prin analiza spectrometrică în vacuum*

Chim. M. BENŢA şi chim. MARINELA COLŢUN

Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.18: 46.22: 543.42: 66.083.4

L'INFLUENCE DU CARBONE SUR LA DÉTERMINATION DU SULF DANS LES ACIERS, PAR L'ANALYSE SPECTROMÉTRIQUE EN VACUUM

On traite le problème de l'influence de la teneur en carbone sur le sulf, déterminé par l'analyse spectrométrique en vacuum, de l'acier, au quantovac 31000, ainsi que le procédé appliqué pour la correction des résultats.

On a constaté que pour les éprouvettes en acier ayant une teneur en carbone de plus de 0,30%, la valeur du sulf lue à l'appareil, dans les conditions d'étalonage données, ne correspond plus à la teneur en sulf déterminée par des méthodes chimiques.

L'effet inter-élément C→S, qui se manifeste d'une façon prononcée à l'analyse spectrométrique en vacuum des aciers au carbone et faiblement alliés impose donc une correction de forme multiplicative des résultats concernant le sulf en rapport avec la teneur en carbone. Le facteur de correction peut être déterminé par voie graphique, représentant le rapport C—S en coordonnées $\left\{\frac{\% S_{chim}}{\% S_{qv}}, \%C\right\}$.

CARBON INFLUENCE DURING SULPHUR ESTIMATION IN STEEL BY VACUUM-SPECTROMETRY

The paper proposes to study influence of carbon content upon sulphur, when estimated by vacuum-spectrometry of steel with a 31000 quantovac, as well as to develop a method for correction of results.

It was found that for steel samples having a carbon content which exceeds by 0.30% that of sulphur, the reading for sulphur — under given standard conditions — does not meet the values obtained by chemical methods.

The interelement effect C→S manifests itself strongly during vacuum spectrometric analyse of carbon-and low-alloy steel, calling consequently for a multiplicative correction of sulphur values function of carbon content. Correction factor may be established graphically, by plotting the C — S dependency in a $\left(\frac{\% S_{chem}}{\% S_{qc}}, \%C\right)$ *coordinate system.*

Controlul analitic al procesului tehnologic de elaborare a oţelului, la Combinatul siderurgic—Hunedoara, se efectuează de mai mulţi ani cu ajutorul celor două cuantovacuri ARL (model 15 000 S şi 31 000). Aceste aparate dispun de programe corespunzătoare atît pentru analiza oţelurilor, cît şi pentru analiza zgurelor şi fontelor, numărul de elemente determinate lunar fiind de circa 100 000.

În condiţiile de folosire a oxigenului ca intensificator al procesului tehnologic de elaborare a oţelului în cuptoare Martin, cunoaşterea precisă şi rapidă a concentraţiei elementelor carbon şi sulf este de cea mai mare importanţă atît pentru controlul procesului de elaborare, cît şi pentru stabilirea calităţii oţelului elaborat.

Influenţa carbonului asupra sulfului este un caz tipic de **efect interelement,** care se manifestă la analiza spectrometrică în vacuum a oţelurilor, efect semnalat de altfel sumar şi de alţi autori [1], [2], [3], [4], [6], acordîndu-i-se importanţă diferită, funcţie de condiţiile specifice de lucru. În condiţiile experimentate la Combinatul siderurgic—Hunedoara, variaţiile mari ale acestor elemente, în mod deosebit în anteprobe, determină manifestarea pronunţată a fenomenului amintit şi anume prin apariţia la anumite probe a unei neconcordanţe între rezultatele obţinute pe cale spectrometrică şi cele obţinute prin metode chimice (metoda combustiei în curent de oxigen cu titrare alcalimetrică sau metoda culometrică).

Determinarea spectrometrică s-a făcut în baza unei curbe de etalonare, în prealabil trasată, cu ajutorul probelor etalon provenite din import de la National Bureau of Standards (N.B.S.), Bureau of Analysed Samples (B.A.S.) şi verificată cu probe martor, selecţionate din producţia internă şi analizate cu minuţiozitate (fig. 1).

Diferenţele respective nu se puteau explica printr-o reproductibilitate necorespunzătoare de-

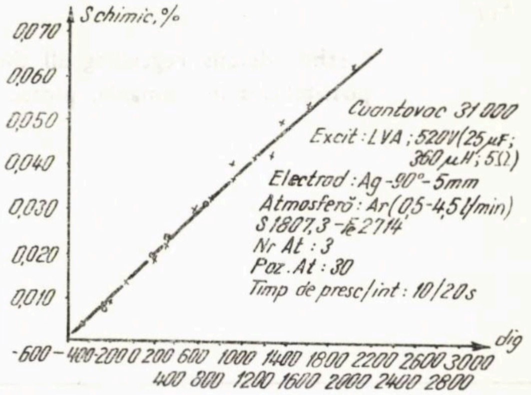


Fig. 1. Grafic de etalonare pentru sulf:
▣ – etalon N. B. S.; ⊙ – etalon B. A. S.; X – etalon interne (conţinutul de carbon la probele pentru etalonare este ⩽ 0,35%).

---

* Lucrare prezentată la Conferinţa republicană de chimie analitică — Mamaia, 24—28 septembrie, 1969.

Tabela 1

Elementul	Concentrația, %	S, %	Coeficientul de variație, %	Elementul	Concentrația, %	S, %	Coeficientul de variație, %
C	0,085	0,0049	5,7	Cr	0,09	0,0058	6,4
	0,56	0,014	2,5		1,76	0,02	1,1
Mn	0,48	0,014	2,9	Ni	0,09	0,001	1,1
	1,76	0,024	1,4		1,49	0,028	1,9
Si	0,30	0,0066	2,2	Cu	0,05	0,001	2,0
	1,27	0,026	2,0		0,60	0,013	2,2
S	0,014	0,0010	7,2	Mo	0,115	0,0045	3,9
	0,091	0,0019	2,1		0,71	0,020	2,8
P	0,014	0,00052	3,7	Al	0,053	0,0025	4,7
	0,067	0,0016	2,4		0,51	0,017	3,3

oarece „abaterea standard” (S), calculată pentru sulf și prezentată în tabela 1, este satisfăcătoare, graficul de etalonare fiind și el corespunzător (fig. 1). Înscriind pe acest grafic și rezultatele obținute chimic sau culometric, pentru probele respective, se obține o împrăștiere cu totul necorespunzătoare (fig. 2). Studiind mai amănunțit probele ce prezintă abateri de la graficul de etalonare, s-a observat că ele se deosebesc mai pronunțat de cele ce se înscriu pe grafic prin conținutul de carbon mai ridicat. În tabela 2 sînt date rezultatele comparative la determinarea S (chimic și la cuantovac) pe probe cu conținut de carbon diferit.

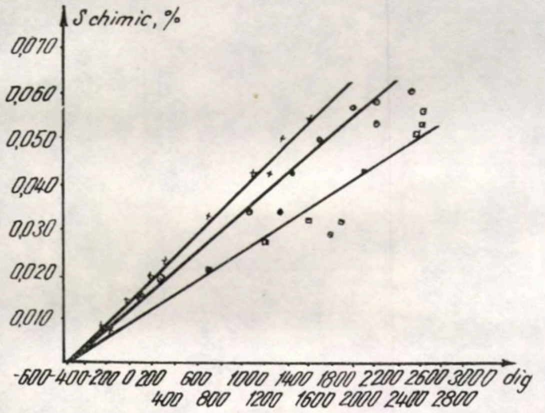


Fig. 2. Grafic de etalonare pentru sulf, cuprinzînd și valorile probelor cu carbon variabil :

× – C = 0 – 0,30% ; ⊙ – C = 0,30 – 1,00% ; ⊡ – C = 1,00 – 2,00%.

Tabela 2

Nr. probei	S_{chimic}, %	$S_{cuantovac.}$ %	Diferența	C, %
6.3	0,053	0,054	0,001	0,18
1.5	0.053	0,071	0,018	1,30
13	0,049	0,078	0,029	1,85
14	0,038	0,051	0,013	1,34
8.5	0,048	0,062	0,014	0,99
2.6	0,027	0,044	0,017	1,61

Pentru a pune în evidență comportarea diferită a probelor la determinarea sulfului, funcție de conținutul de carbon, s-au ales două probe care aveau același conținut de sulf (0,053%) și conținutul de carbon diferit (0,18%, respectiv 1,30%), pentru care s-au trasat curbele de prescînteiere (fig. 3) în condițiile de lucru înscrise pe graficul de etalonare a sulfului, prezentat în figura 1. Aspectul curbelor de prescînteiere demonstrează influența carbonului asupra sulfului, prin intensitatea mult mai pronunțată a liniei de sulf corespunzătoare curbei pentru proba cu carbonul mare, față de cea a probei cu carbon mic. Suprapunerea lor are loc numai după un timp de prescînteiere de peste 80 s (fig. 3). Se confirmă deci că, conținutul de carbon din probă influențează asupra valorilor sulfului măsurat la cuantovac, în condițiile date.

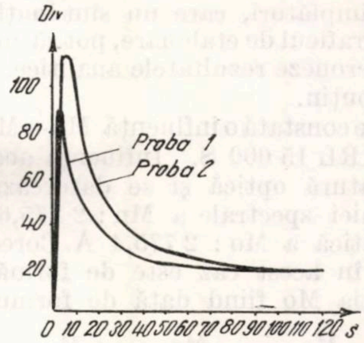


Fig. 3. Curbe de prescînteiere pentru sulf a două probe cu același conținut de sulf și cu conținut de carbon diferit :

proba 1 – S = 0,053% ; C = 0,18% ;
proba 2 – S = 0,053% ; C = 1,30%.

Pentru a explica influența carbon-sulf în cazul dat trebuie luate în considerare procesele foarte complexe care au loc la electrozi în timpul excitării, procese care nu sînt suficient cunoscute. Din cele patru etape principale prin care trece substanța de analizat pentru a emite spectrele caracteristice, respectiv : topire, evaporare, disociere și excitare, se pare că cea mai mare importanță în cazul influenței carbonului asupra sulfului o au primele două, nefiind exclusă nici contribuția celorlalte etape.

Graficele de etalonare care exprimă dependența $I = f\ (c)$, sau în cazul metodelor spectrometrice $R = f\ (c)$, unde R reprezintă mărimea semnalului măsurat, corespunzător intensității relative a elementului de determinat, sînt valabile numai în cazul cînd compoziția chimică și structura fizică a probelor de etalonare și de analiză este aproximativ identică. Dacă structura acestora este diferită, condițiile de intrare în plasmă, precum și de excitare a elementelor componente diferă, mai mult sau mai puțin, influențînd asupra rezultatelor. Aceasta se datorează faptului că concentrația atomilor elementului de analizat din probă în fază solidă și în plasmă nu este echivalentă pentru probe avînd aceeași concentrație a elementului de analizat dar avînd restul compoziției sau structura diferită. De aceea, graficele de etalonare se construiesc pentru fiecare tip de probe separat, de exemplu pentru fiecare grupă de mărci de oțel și element.

Situația optimă ar fi aceea în care atît în etaloane, cît și în probe, variază numai concentrația elementului de determinat, iar concentrația celorlalte elemente rămîne aproximativ constantă.

În practică, variația compoziției și a structurii este foarte pronunțată, cauzînd în analiza spectrală așa-numitul ,,efect de matrice'' sau ,,efect interelement'', conform căruia semnalul măsurat al unui element depinde nu numai de concentrația proprie, ci de mai mulți factori printre care și de concentrația celorlalte elemente prezente, de structură, de condițiile de excitare etc. Rezultă că toți factorii variabili întîmplători, care nu sînt luați în considerare în graficul de etalonare, pot să influențeze și deci să eroneze rezultatele analitice, mai mult sau mai puțin.

Astfel, se constată o influență Mn→Mo la cuantovacul ARL 15 000 S. Influența aceasta este însă de natură optică și se datorează suprapunerii liniei spectrale a Mn : 2 775,6 Å, peste linia analitică a Mo : 2 775,4 Å. Corecția care se aplică în acest caz este de formă aditivă, concentrația Mo fiind dată de formula :

$$\mathrm{Mo}_{\mathrm{corect.}} = \mathrm{Mo}_{\mathrm{necor.}} + \mathrm{F}_{\mathrm{Mn}}$$

Această influență Mn→Mo nu apare la cuantovacul 31 000 deoarece pentru Mo a fost aleasă linia spectrală de 2 020,3 Å.

De asemenea, este important, pentru analiza spectrometrică, efectul gradului de călire al probei asupra rezultatelor obținute la determinarea cuprului din oțel, în mod indirect asupra rezultatelor influențînd conținutul de carbon. Influența C→Cu se traduce de data aceasta printr-un efect de matrice.

Revenind asupra efectului interelement C→S, în condițiile de excitare date (atmosferă de argon și descărcare de joasă tensiune, critic amortizată), carbonul favorizează introducerea sulfului în plasmă, în faza inițială a excitării. Conform curbelor de prescînteiere, la început se evaporă mai mult sulf. În timpul unei prescînteieri mai îndelungate suprafața atacată de scînteie pierde treptat din sulf, pînă ce se ajunge la o stare staționară de echilibru [3], cînd efectul interelement aproape dispare.

Trecerea diferită a sulfului în plasmă, funcție de conținutul de carbon, este explicată de Herberg și Höller [2] prin faptul că incluziunile de FeS își schimbă forma de dispunere spațială la limitele zonelor de separare a cristalelor primare, funcție de microstructura oțelului, determinată de conținutul de carbon (fig. 4 și 5). Koch și Ohls susțin explicația de mai sus arătînd că incluziunile de sulfuri formează puncte de amplasare la catod, pentru care motiv, la început, sulful se evaporă mai intens [4]. Este semnificativ faptul, demonstrat de Walter Koch și Dittman, că diferențele de intensitate ale liniei de sulf pe probele deformate la cald se explică prin anizotropia incluziunilor de sulf [3], lucru verificat

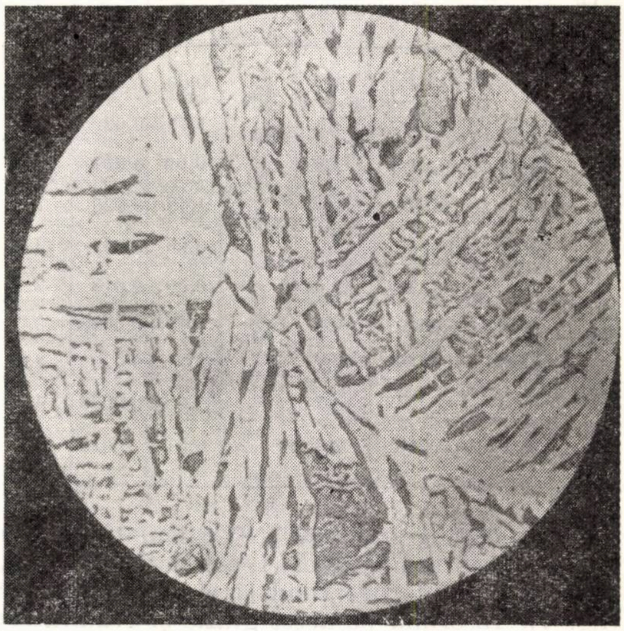


Fig. 4. Oțel ferito-perlitic (proba nr. 1) :
C = 0,18% ; S = 0,053%.

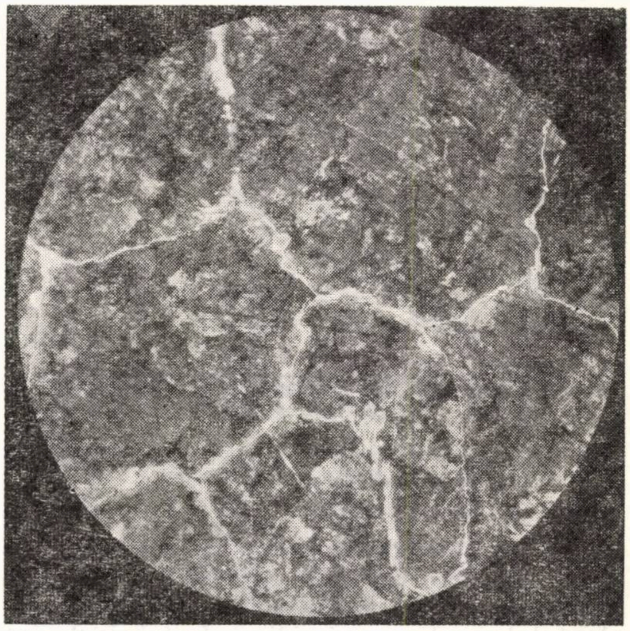


Fig. 5. Oțel perlito-cementitic (proba nr. 2) :
C = 1,30% ; S = 0,053%.

şi în laboratorul de la Combinatul siderurgic—Hunedoara şi prezentat într-o comunicare anterioară [5].

Comportarea diferită a sulfului în probele turnate poate fi şi o consecinţă a temperaturii de topire a austenitei, dependentă de conţinutul de carbon, conform curbei I—E din diagrama Fe—C.

Desigur nu se poate afirma că prin aceste explicaţii s-a lămurit definitiv mecanismul influenţei C→S dar se vor arăta modalităţile de a fi luată în consideraţie.

Din curbele de prescînteiere rezultă că o prelungire a timpului de prescînteiere peste 80 s ar duce la o diminuare pronunţată a influenţei carbonului [1], [4] dar această soluţie nu poate fi acceptată, datorită prelungirii timpului de analiză.

După Koch şi Ohls [4], [6], diminuarea influenţei carbonului se poate obţine şi prin folosirea unor parametri electrici de prescînteiere cu o energie mai mare, pentru ca apoi integrarea să se continue în condiţii normale de excitare, fără prelungirea timpului de prescînteiere. Acest procedeu necesită însă un dispozitiv de selectare automată a parametrilor electrici de excitare de care aparatele combinatului încă nu dispun.

Soluţia cea mai accesibilă este efectuarea corecţiei pentru elementul de determinat, funcţie de elementul perturbator. În acest scop trebuie stabilită funcţia de dependenţă S—C, care se poate calcula matematic, după metoda celor mai mici pătrate, pe baza unui număr suficient de determinări n, pe probe cu conţinut de sulf şi carbon în limitele uzuale din anteprobe [7]. Corecţia, în cazul de faţă, este de tip multiplicativ, rezultatul fiind afectat cu o valoare proporţională, dependentă de conţinutul de carbon.

Această corecţie, care se notează cu $y = F(c)$, se poate reduce prin aproximaţie la o formă lineară şi anume:

$$y = F(c) = a \cdot c + b, \qquad (1)$$

în care c este concentraţia variabilă a carbonului, exprimată procentual.

Pentru calcularea acestei funcţii se pot folosi următoarele formule de estimare [8]:

$$a = \frac{\sum_1^n c_i \sum_1^n y_i - n \sum_1^n c_i y_i}{\left(\sum_1^n c_i\right)^2 - n \sum_1^n c_i^2} \qquad (2)$$

$$b = \frac{\sum_1^n c_i \sum_1^n c_i y_i - \sum_1^n c_i^2 \sum_1^n y_i}{\left(\sum_1^n c_i\right)^2 - n \sum_1^n c_i^2} \qquad (3)$$

Formula de calcul pentru corecţia sulfului se poate prezenta sub forma următoare:

$$S_{corectat} = S_{necorectat} \cdot F(c) = S_{necorectat}\,(1 + kc),$$

unde:

k este coeficient constant corespunzător condiţiilor de lucru;

c — concentraţia procentuală a carbonului.

Dacă spectrometrul este prevăzut cu un calculator analogic sau digital, pentru convertirea valorilor analitice în valori procentuale, acesta va efectua şi corecţia respectivă a rezultatului, pe baza funcţiei de corecţie stabilită în prealabil.

Deoarece cuantovacul nu este încă prevăzut cu un calculator electronic, s-a ales o metodă de corecţie mai simplă, factorii de corecţie fiind determinaţi pe cale grafică.

În acest scop s-a procedat în felul următor:

După definitivarea graficului de etalonare pentru sulf , la care s-au folosit mai multe probe cu conţiunutul de carbon mai mic de 0,30%, pentru ca sulful să nu fie afectat de variaţiile carbonului, s-a ales un număr mare de probe (peste 100 buc.), care aveau sulf şi carbon variabil în limitele de lucru, şi s-au analizat cu minuţiozitate atît prin metode chimice, cît şi la cuantovac (tabela 3).

Cu ajutorul rezultatelor obţinute s-a trasat un grafic de dependenţă C—S în coordonate $\left(\frac{\% S_{ch}}{\% S_{cv}}, \%C\right)$ (fig. 6).

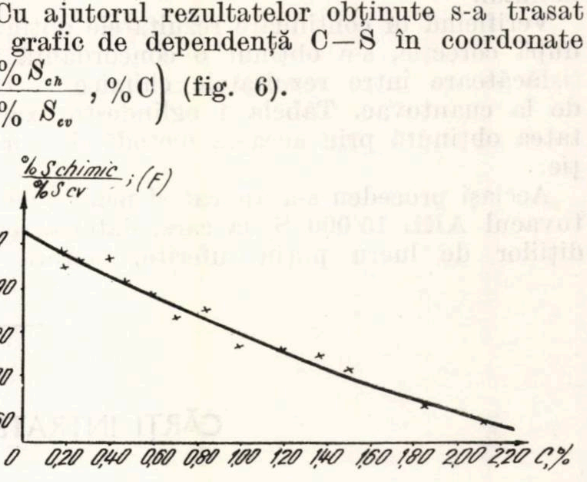


Fig. 6. Grafic reprezentînd funcţia de dependenţă C — S.

Tabela 3

Nr. probei	C, %	S chim., %	S cv, %	$\frac{\% S_{chim}}{\% S_{cv}}$
8.9.033	0,18	0,033	0,0335	0,99
0.2	0,26	0,042	0,0435	0,97
1	0,40	0,060	0,062	0,97
1.5	0,19	0,039	0,041	0,95
7.3.I	0,46	0.038	0,0415	0,92
3.1	0,70	0,043	0,048	0,90
4	0,59	0,049	0,055	0,89
40.1	0,84	0,036	0,042	0,86
8.4.II	0,70	0,060	0,0725	0,83
8.5	0,99	0,048	0,0625	0,77
5	1,19	0,044	0,058	0,76
II.7	1,37	0,042	0,056	0,75
12	1.50	0,048	0,067	0,72
13	1,85	0,043	0,0775	0,63
10	2,13	0,047	0,078	0,60

Tabela 4

Nr. probei	C, %	Factorul de corecţie	S cuantovac necorectat, %	S cuantovac corectat, %	S chimic, %	Diferenţa
3	1,31	0,74	0,030	0,022	0,019	+0,003
5	0,58	0,88	0,038	0,033	0,029	+0,004
12	0,97	0,81	0,012	0,010	0,010	0
14	0,12	1,00	0,016	0,016	0,015	+0,001
3.10	0,34	0,94	0,024	0,021	0,022	−0,001
9	1,13	0,77	0,051	0,039	0,036	+0,003
7.2	0,52	0,90	0,054	0,047	0,049	−0,002
1.3	0,87	0,83	0,081	0,065	0,061	+0,004
42.1	1,74	0,66	0,082	0,054	0,058	−0,004
I 23	207	0,60	0,057	0,034	0,032	+0,002

Metoda de corecţie constă în înmulţirea conţinutului de sulf procentual, determinat conform graficului de etalonare, cu factorul corespunzător conţinutului de carbon din probă.

Pentru verificarea corectitudinii determinării factorilor de corecţie prin această metodă, s-a calculat şi funcţia de dependenţă C—S, cu ajutorul formulelor (2) şi (3). Această funcţie este de forma următoare:

$$F(c) = 1{,}01 - 0{,}213\, c,$$

unde c este concentraţia procentuală a carbonului.

Verificînd în continuare rezultatele obţinute după corecţie, s-a obţinut o concordanţă satisfăcătoare între rezultatele chimice şi cele de la cuantovac. Tabela 4 oglindeşte exactitatea obţinută prin această metodă de corecţie.

Acelaşi procedeu s-a aplicat şi pentru cuantovacul ARL 15 000 S, la care, datorită condiţiilor de lucru puţin diferite, factorii de corecţie sînt şi ei puţin diferiţi faţă de cei prezentaţi pentru cuantovacul ARL 31 000.

Concluzii

Efectul interelement C — S, care se manifestă pronunţat la analiza spectrometrică în vacuum a oţelurilor carbon şi slab aliate (excitarea făcîndu-se în atmosferă de argon, cu o descărcare critic amortizată), impune o corecţie de formă multiplicativă a rezultatelor de sulf, funcţie de conţinutul de carbon.

Factorul de corecţie se poate determina pe cale grafică, reprezentînd dependenţa C—S în coordonate $\left(\frac{\% S_{ch}}{\% S_{cv}}, \% C\right)$.

Bibliografie

[1] Graue G., Marotz R. şi Eckhard S. *Dezvoltarea şi starea actuală a spectrometriei în vacuum.* Z. Anal. Chem. nr. 192, 1963, p. 137.

[2] Herberg G., Höller P. şi Köster Pflugmacher A. *Procese de descompunere şi efectul interelement în analiza optică spectrală de emisie a oţelului.* Spectrochim. Acta, nr. 23 B, 1967, p. 101.

[3] Kokh W., Dittmann J. şi Picard K. *Influenţarea determinării spectrometrice a sulfului de către modificările anizotropice ale sulfurilor în producţia de oţel* Z. Anal. Chem., nr. 225, 1967, p. 196.

[4] Koch K. şi Ohls K. *Despre reducerea timpului de analiză şi a efectului interelement provocat de carbon în analiza spectrometrică de emisie a oţelului.* Spectrochim. Acta, nr. 23 B, 1968, p. 427.

[5] Katona V. *Influenţa structurii oţelului asupra mecanismului de descărcare.* Metalurgia, nr. 6 — 7, 1969, p. 389.

[6] Ohls K., Koch K. şi Beker C. *Progrese în analiza spectrometrică de emisie a oţelului.* Z. Anal. Chem., nr. 241, 1968, p. 155.

[7] Avdeenco V., Neuimin A. şi Furman A. *Metode de calcul a influenţei reciproce a elementelor din oţel.* Zavodskaia Laboratoria, nr. 34, 1968, p. 965.

[8] Forman S. Acton. *Analysis of Straight-Line Data,* New York, 1959.

◆

CĂRŢI INTRATE IN BIBLIOTECILE M.I.M.

CZ.: 338.062.4

Murrell K. F. H.

ERGONOMICS. MAN IN HIS WORKING ENVIRONMENT

(Ergonomia. Omul în mediul său de lucru)

Londra, Ed. Chapman and Hall, 1969, 496 p.

Bibl. C.S.R.

CZ: 681.322

Favret A. G.

INTRODUCTION TO DIGITAL COMPUTER APPLICATIONS

(Introducere în ştiinţa aplicării calculatoarelor numerice)

New York, Ed. Reinhold Book Corp., 1965, 246 p.

Bibl. C.S.R.

CZ: 669.14—14:621.791

A TEST PROGRAM ON WELDING IRON CASTINGS

(Program de încercări privind sudarea pieselor turnate din fontă)

New York, Ed. American Welding Society, 1965, 27 p.

Bibl. ICEM

CZ: 669.018 : 620.17 : 389.6

1969 BOOK OF ASTM STANDARD. PART 31

(Standarde ASTM pe anul 1969. Partea a 31-a)

Philadelphia, Ed. ASTM, 1969, 1134 p.

Bibl. M.I.M.

CZ: 669.018. 9 — 494

Nalister G. S. şi *Thomas C.*

FIBRE REINFORCED MATERIALS

(Materiale armate cu fibre)

Amsterdam, Ed. Elsevier Publishing Co. Ltd., 1966, 154 p.

Bibl. ICEM

CZ: 669.018—14 : 620.186

TYPICAL MICROSTRUCTURES OF CAST METALS

(Microstructura tipică a metalelor turnate)

Londra, Ed. G. Lambert, 1966, 274 p., ed. a II-a

Bibl. ICEM

Compararea mărimii grăuntelui austenitic determinat prin diferite metode

Ing. P. IANCU
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 539.215:669.112.227.1:543.42.062

LA COMPARAISON DU GRAIN AUSTÉNITIQUE DÉTERMINÉ PAR DIFFÉRENTES MÉTHODES

L'ouvrage traite des aspects des transformations structurales des aciers lors du chauffage et de l'apparition de la phase d'austénite à partir des phases de ferrite et de cementite, lors du chauffage à des températures au-dessus de 723°C. On analyse aussi les méthodes qui mettent en évidence la granulation austénitique, et l'on fait une comparaison entre les différentes méthodes indiquées dans les standards et dans les normes.

Pour conclure, on souligne les avantages présentés par la méthode qui consiste à attaquer les joints pour mettre en évidence le grain austénitique dans les aciers OLC 45, 40 BC 10, 09 G2.

COMPARISON BETWEEN AUSTENITIC GRAIN SIZES OBTAINED BY VARIOUS METHODS

The paper analyses aspects of structural changes in steel during heating, and development of the austenitic phase at temperatures exceeding 723°C out of ferrite and cementite. Methods of emphasizing austenitic grain size are analysed as well, and a comparison is drawn between the various methods indicated by norms and standards.

As a conclusion, advantages of boundry etching for rendering evident austenitic grain in OLC 45, 40 BC 10 and 09 G 2 steel are emphasized.

Structurile şi proprietăţile care se obţin în urma principalelor tratamente termice aplicate oţelurilor şi fontelor provin din transformarea austenitei. Compoziţia chimică, omogenitatea chimică şi uniformitatea dimensională a cristalelor de austenită determină cinetica şi rezultatul transformărilor care se produc în diferite condiţii de răcire. Din această cauză obţinerea unei structuri austenitice cît mai omogene chimic şi uniformă dimensional reprezintă condiţia de bază pentru obţinerea unor rezultate cît mai bune prin aplicarea tratamentelor termice.

Austenita se formează la încălzire conform reacţiei :

$$Fe_{\alpha} (C) + Fe_3C \rightarrow Fe_{\gamma} (c)$$

Potrivit diagramei de echilibru termodinamic Fe—C, temperatura cea mai joasă, la care cele trei faze $Fe_{\alpha}(C)$, $Fe_{\gamma}(C)$ şi Fe_3C sînt în echilibru, este de 723°C. La temperaturi superioare celei de echilibru trifazic, echilibrul se strică, energia liberă a amestecului $Fe_{\alpha}(C) + Fe_3C$ este mai mare decît a fazei $Fe_{\gamma}(C) + C$ şi a amestecurilor bifazice $Fe_{\alpha}(C) + Fe_{\gamma}(C)$ şi $Fe_{\gamma}(C) + Fe_3C$. De aceea la temperaturi mai mari de 723°C, procesul de transformare se desfăşoară în direcţia în care energia liberă este mai mică, adică $Fe_{\alpha}(C) + Fe_3C \rightarrow Fe_{\gamma}(C)$, cu formarea austenitei din amestecul de ferită şi cementită. Cu cît temperatura de încălzire este mai mare decît 723°C, cu atît este mai mare instabilitatea sistemului $Fe_{\alpha}(C) + Fe_3C$ faţă de faza $Fe_{\gamma}(C)$, iar condiţiile energetice sînt mai favorabile austenitizării.

Rezultă deci că prin încălzirea oţelurilor deasupra temperaturii de 723°C, din două faze cu concentraţii foarte diferite între ele [$Fe_{\alpha}(C)$ cu 0,3% C şi Fe_3C cu 6,67%C] se formează o fază nouă, austenita [$Fe_{\gamma}(C)$ cu 0,8%C], cu o concentraţie total diferită de a celorlalte. Transformarea este deci condiţionată de deplasări individuale ale atomilor de fier şi carbon în stare solidă, adică de procese de difuzie în desfăşurarea cărora parametrii temperatură — timp au o importanţă primordială.

Formarea austenitei are loc prin procesul de germinare şi creştere. Cinetica transformării depinde de numeroşi factori dintre care cei mai importanţi sînt : temperatura, timpul, concentraţia, structura iniţială. Germinarea cristalelor de austenită se produce de preferinţă la marginile de separaţie a lamelelor de ferită şi cementită din perlită.

Creşterea germenilor de austenită se realizează prin deplasarea prin difuzie a marginilor de separaţie dintre fazele în contact. Apar deci două suprafeţe de contact ferită — austenită şi cementită — austenită în locul unei singure suprafeţe de contact ferită — cementită. Datorită naturii diferite a fazelor care vin în contact şi gradului de curbură a feţelor, pe fiecare suprafaţă se stabilesc concentraţii diferite de carbon. Ca urmare a distribuţiei carbonului la suprafeţele de separaţie dintre cele trei faze, în austenită se produc procese de difuzie care tind să egaleze compoziţia chimică a austenitei. Viteza de creştere a cristalului de austenită depinde de coeficientul de difuzie a carbonului în austenită, de diferenţa concentraţiilor fazelor la limitele de separaţie şi de gradientul de concentraţie care determină difuzia. Gradientul de concentraţie este direct proporţional cu diferenţa dintre concentraţia carbonului la linia de separaţie cementită-austenită şi linia de separaţie austenită-ferită şi invers proporţional cu distanţa la care se produce difuzia. Distanţa la care are loc difuzia carbonului în cristalul de austenită creşte, astfel încît, la temperatură constantă viteza de deplasare a marginii cristalului scade cu timpul.

La sfîrşitul transformării $Fe_\alpha(C) + Fe_3C \rightarrow Fe_\gamma(C)$, structura este formată din grăunţi mici de austenită care, datorită vitezei mari de germinare şi de creştere, ajung în contact unul cu altul înainte ca dimensiunile lor să fi ajuns prea mari.

Datorită variaţiei cu temperatura de austenitizare a vitezei de formare a germenilor de austenită şi a vitezei de creştere a lor, la creşterea temperaturii, numărul grăunţilor de austenită formaţi va fi de cîteva ori mai mare, ei fiind corespunzător mai mici. În acest fel, la sfîrşitul încălzirii pentru austenitizare vor fi prezenţi grăunţi germinaţi la diverse temperaturi care au evoluat diferenţiat. Conform principiului II al termodinamicii, după care orice sistem tinde spre starea de energie minimă, structura de austenită formată din grăunţi neuniformi tinde către o stare de energie minimă, în acest fel grăunţii de austenită o dată formaţi începînd să crească. Creşterea se produce datorită existenţei grăunţilor mici, aceştia fiind absorbiţi de către cei mari, şi este fa-

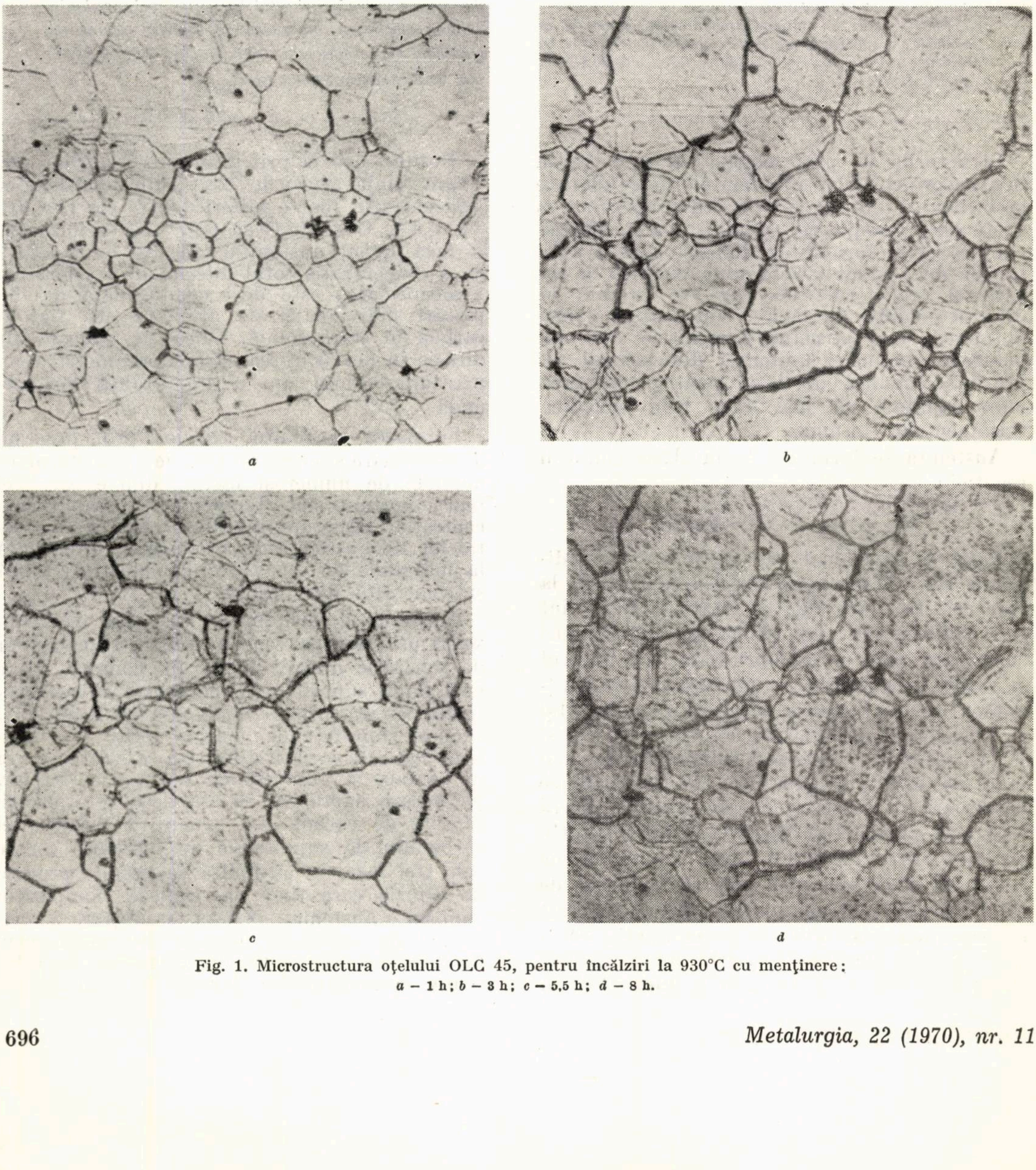

a *b* *c* *d*

Fig. 1. Microstructura oţelului OLC 45, pentru încălziri la 930°C cu menţinere: *a* – 1 h; *b* – 3 h; *c* – 5,5 h; *d* – 8 h.

vorizată de ridicarea temperaturii şi, la aceeaşi temperatură, de timpul de menţinere. Variaţia mărimii granulaţiei austenitice cu timpul de menţinere la o aceeaşi temperatură a fost verificată cu ajutorul microscopului pentru temperaturi înalte.

Analiza rezultatelor prezentate în figura 1, în care se indică pentru exemplificare microstructura oţelului OLC 45, pentru încălziri la 930°C cu menţinere de 1; 3; 5,5 şi 8 h, arată creşterea granulaţiei austenitice cu timpul de menţinere la temperatura de 930°C.

Rezultă deci că, timpul de menţinere la temperatura de austenitizare are o influenţă mare asupra mărimii grăuntelui austenitic. Întrucît stabilirea condiţiilor optime de tratament termic, în vederea obţinerii proprietăţilor cerute, depinde de granulaţia austenitică formată în anumite condiţii de încălzire, este necesară cunoaşterea granulaţiei austenitice a unui oţel. Pentru determinarea granulaţiei austenitice se folosesc numeroase metode.

Se impune stabilirea modului de aplicare a uneia sau alteia dintre metode şi a modului de corelare a rezultatelor obţinute după diverse metode şi determinarea metodei care să permită punerea în evidenţă a granulaţiei cu maximum de uşurinţă şi precizie.

În acest scop au fost efectuate încercări experimentale utilizînd mai multe metode de determinare. Experienţele au fost efectuate pe trei oţeluri de largă întrebuinţare: OLC 45, 40 BC 10 şi 09 G 2, a căror compoziţie chimică este dată în tabela 1.

Temperatura de încălzire a fost de 930°C. Duratele de menţinere la această temperatură au fost de 8 h, pentru cementare, şi de 3 h, pentru celelalte metode, suplimentar mai făcîndu-se încălziri la 1; 3; 5,5 h, pentru cementare şi, respectiv, 1; 5,5 şi 8 h, pentru celelalte metode.

Metodele de determinare a granulaţiei austenitice au fost următoarele: cementarea, oxidarea, atacul rosturilor grăuntelui, metoda de punere în evidenţă a reţelei de ferită.

În tabelele 2, 3 şi 4 sînt prezentate valorile mărimii grăuntelui austenitic, exprimate prin valoarea diametrului convenţional mediu şi prin comparaţie cu etaloanele obţinute prin metodele indicate.

Din analiza rezultatelor obţinute şi studiul microstructurilor se pot trage următoarele concluzii:

— Pentru toate cele trei mărci de oţeluri, metoda de determinare a mărimii grăuntelui austenitic prin cementare (menţinere 8 h)

Tabela 1

Marca oţelului	Compoziţia chimică, %										
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Ti	V	Al	Cu
OLC45	0,53	0,76	0,32	0,06	0,019	urme	0,007	urme	urme	0,05	0,01
40 BC 10	0,43	0,64	0,29	0,018	0,013	0,99	0,20	0,024	0,04	0,028	0,16
09G2	0,13	1,50	0,36	0,028	0,014	urme	0,004	0,026	urme	0,030	0,01

OLC 45

Tabela 2

Metoda de determinare	Timpul de menţinere, h							
	1		3		5,5		8	
	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj
Cementarea	0,0207	7–8	0,021	7–8	0,0243	7–8	0,0303	6–7
Oxidarea	0,0135	9–10	0,0141	8–9	0,0145	8–9	0,015	8–9
Atacul rosturilor grăuntelui	0,0149	8–9	0,0151	8–9	0,0185	8–9	0,0192	8–9
Punerea în evidenţă a reţelei de ferită	0,0187	8–9	0,0209	7–8	0,0256	7–8	0,0263	7–8

40 BC 10

Tabela 3

Metoda de determinare	Timpul de menţinere, h							
	1		3		5,5		8	
	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj
Cementarea	0,0152	8–9	0,0259	7–8	0,0294	6–7	0,0322	6–7
Oxidarea	0,0148	8–9	0,0214	7–8	0,0221	7–8	0,0281	6–7
Atacul rosturilor grăuntelui	0,0146	8–9	0,0178	8–9	0,0271	6–7	0,0316	6–7
Punerea în evidenţă a reţelei de ferită	0,0151	8–9	0,0153	8–9	0,0279	6–7	0,0291	6–7

0 9 G 2 *Tabela 4*

Metoda de determinare	Timpul de menținere, h							
	1		3		5,5		8	
	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj	d_{mediu}, mm	punctaj
Cementarea			0,0301	6–7	0,0381	6–7	0,0454	5–6
Oxidarea	0,0143	8–9	0,0167	8–9	0,0185	8–9	0,0194	8–9
Atacul rosturilor grăuntelui	0,0125	9–10	0,014	8–9	0,0169	8–9	0,0215	7–8
Punerea în evidență a rețelei de ferită	0,0131	9–10	0,0165	8–9	0,021	7–8	0,028	6–7

dă valori ale diametrului convențional mediu mai mari decît cele obținute prin celelalte metode (menținere 3 h), această diferență putînd ajunge la oțelul 09 G 2 la trei clase de punctaj, după cum rezultă din tabela 5 și microstructurile din figura 2.

Chiar în cazul unor perioade de mențineri egale, metoda cementării dă un grăunte mai mare decît celelalte metode.

Cauzele care generează aceste diferențe sînt :

— Cementarea prevede o durată de menținere de 8 h față de 3 h cît este prevăzută la celelalte metode, timp în care avansează creșterea granulației austenitice.

— La carburarea care are loc în cazul metodei cementării se petrec fenomene fizicochimice care nu au loc în cazul determinării prin celelalte metode, fenomene care duc la modificarea compoziției chimice a oțelului și deci la o posibilă modificare a procesului de creștere a grăuntelui austenitic.

Această metodă dă indicații asupra comportării granulației austenitce a oțelurilor supuse cementării. Rezultă deci că, metoda cementării nu poate fi aplicată decît oțelurilor care vor fi supuse tratamentului termic de cementare.

Tabela 5

Metoda utilizată	Timpul de menținere, h	Diametrul mediu, mm	Punctaj
Cementarea	8	0,0454	5–6
Atacul rosturilor grăuntelui	3	0,014	8–9

Nici într-un caz nu este permis să se compare mărimea grăuntelui dată prin cementare, la care durata de menținere este de 8 h, cu cea dată de altă metodă, la care durata de menținere este de 3 h.

— Grăuntele austenitic crește cu timpul de menținere la temperatura de determinare (930°C), pentru toate mărcile de oțeluri și metodele folosite. De exemplu, în figura 3 este prezentată, pentru oțelul 40 BC 10, variația mărimii grăuntelui austenitic cu timpul de menținere de 1 ; 3 ; 5,5 și, respectiv, 8 h, pus

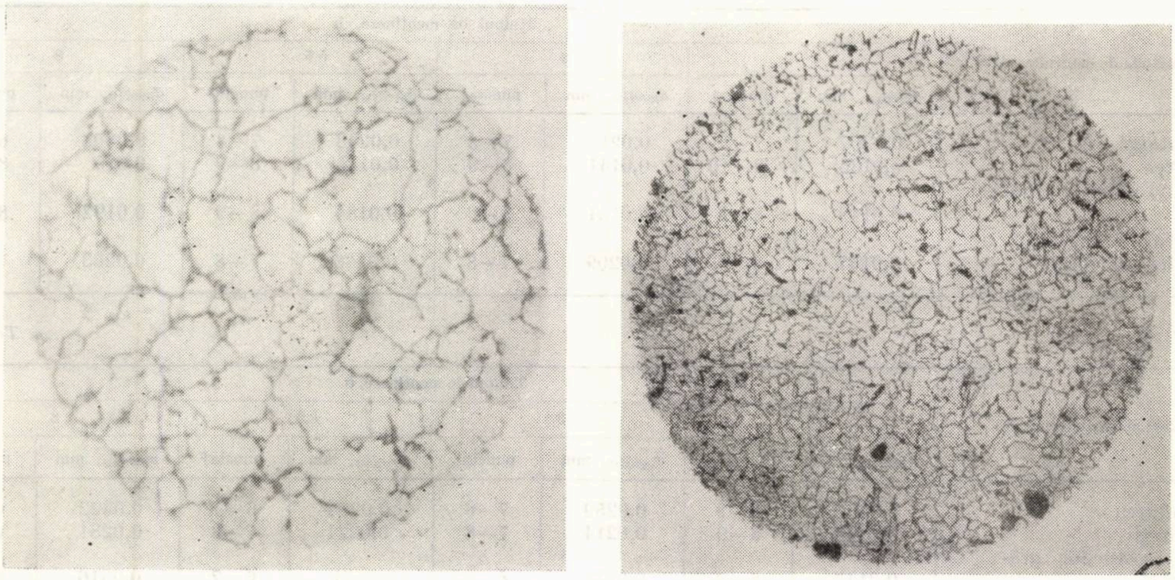

a *b*

Fig. 2. Granulația austenitică a oțelului 09 G 2 determinată :
a – prin metoda cementării (timpul de menținere 8 h) ; *b* – prin metoda atacului rosturilor (timpul de menținere 3 h).

în evidenţă prin metoda atacului rosturilor grăuntelui de austenită.

— Valorile diametrului mediu al grăuntelui austenitic după o anumită durată de menţinere, determinate prin una dintre metodele oxidării, atacului rosturilor grăunţilor sau punerii în evidenţă a reţelei de ferită, diferă puţin de la o metodă la alta, ceea ce permite a se conclude că, în general mărimea grăuntelui pus în evidenţă prin una dintre aceste metode se corelează, în mod satisfăcător, lucru ilustrat şi de microstructurile prezentate în figura 4 pentru oţelul 40 BC 10, corespunzătoare metodelor atacului rosturilor, oxidării şi reţelei de ferită, la timpul de menţinere de 3 h.

— Pentru fiecare marcă de oţel studiată se poate indica metoda prin care punerea în evidenţă a grăuntelui austenitic se face cu mai multă uşurinţă :

Pentru oţelul OLC 45 sînt recomandate metodele : atacul rosturilor grăuntelui, reactivul de atac fiind o soluţie apoasă de acid picric, iar atacul făcîndu-se la fierbere timp de 30—90 s ; oxidării, atacul făcîndu-se cu acelaşi reactiv şi în aceleaşi condiţii.

Pentru oţelul 40 BC 10 sînt recomandate metodele : atacul rosturilor grăuntelui, reactivul de atac fiind o soluţie apoasă de acid picric şi atacul făcîndu-se la fierbere timp de 30—90 s.

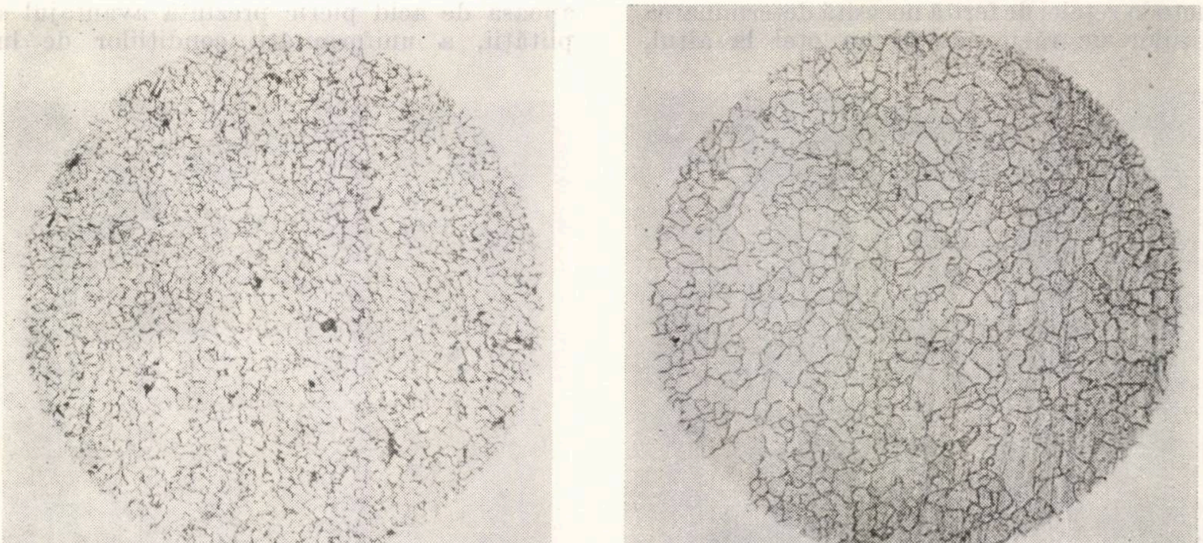


Fig. 3. Granulaţia austenitică a oţelului 40 BC 10 pusă în evidenţă prin metoda atacului rosturilor grăuntelui de austenită, la durate de menţinere la austenitizare de :
a – 1h; *b* – 3 h; *c* – 5,5 h; *d* – 8 h.

Pentru oţelul 09 G 2 este recomandată metoda atacului rosturilor grăuntelui, reactivul de atac fiind o soluţie apoasă de acid picric şi atacul făcîndu-se la fierbere timp de 20 — 60 s.

Comparînd între ele metodele, rezultă că cea mai avantajoasă din punct de vedere al efectuării practice, precum şi a corectitudinii rezultatelor obţinute este metoda atacului rosturilor grăuntelui, folosindu-se ca reactiv soluţia apoasă de acid picric.

Metoda oxidării este greoaie întrucît necesită la încălzire adoptarea unor măsuri de precauţie (atmosferă protectoare) şi, în plus, prezintă posibilitatea ca prin oxidare să nu fie puse în evidenţă rosturile tuturor grăunţilor, iar metoda reţelei de ferită necesită determinarea condiţiilor de răcire de la un oţel la altul, astfel ca în final să rezulte o structură cu o reţea de ferită continuă şi relativ subţire, pentru a se contura precis rosturile grăunţilor. În plus această ultimă metodă poate deforma rezultatele determinărilor în cazurile unor granulaţii fine sau a obţinerii unor reţele largi de ferită, cum se întîlneşte uzual în cazul oţelurilor cu conţinut mediu şi mic de carbon. În figura 5 sînt prezentate comparativ pentru oţelul OLC 45 granulaţiile austenitice puse în evidenţă prin metoda atacului rosturilor grăunţilor de austenită şi, respectiv, prin metoda punerii în evidenţă a reţelei de ferită.

Metoda atacului rosturilor grăuntelui de austenită folosind ca reactiv de atac o soluţie apoasă de acid picric prezintă avantajul simplităţii, a uniformităţii condiţiilor de lucru

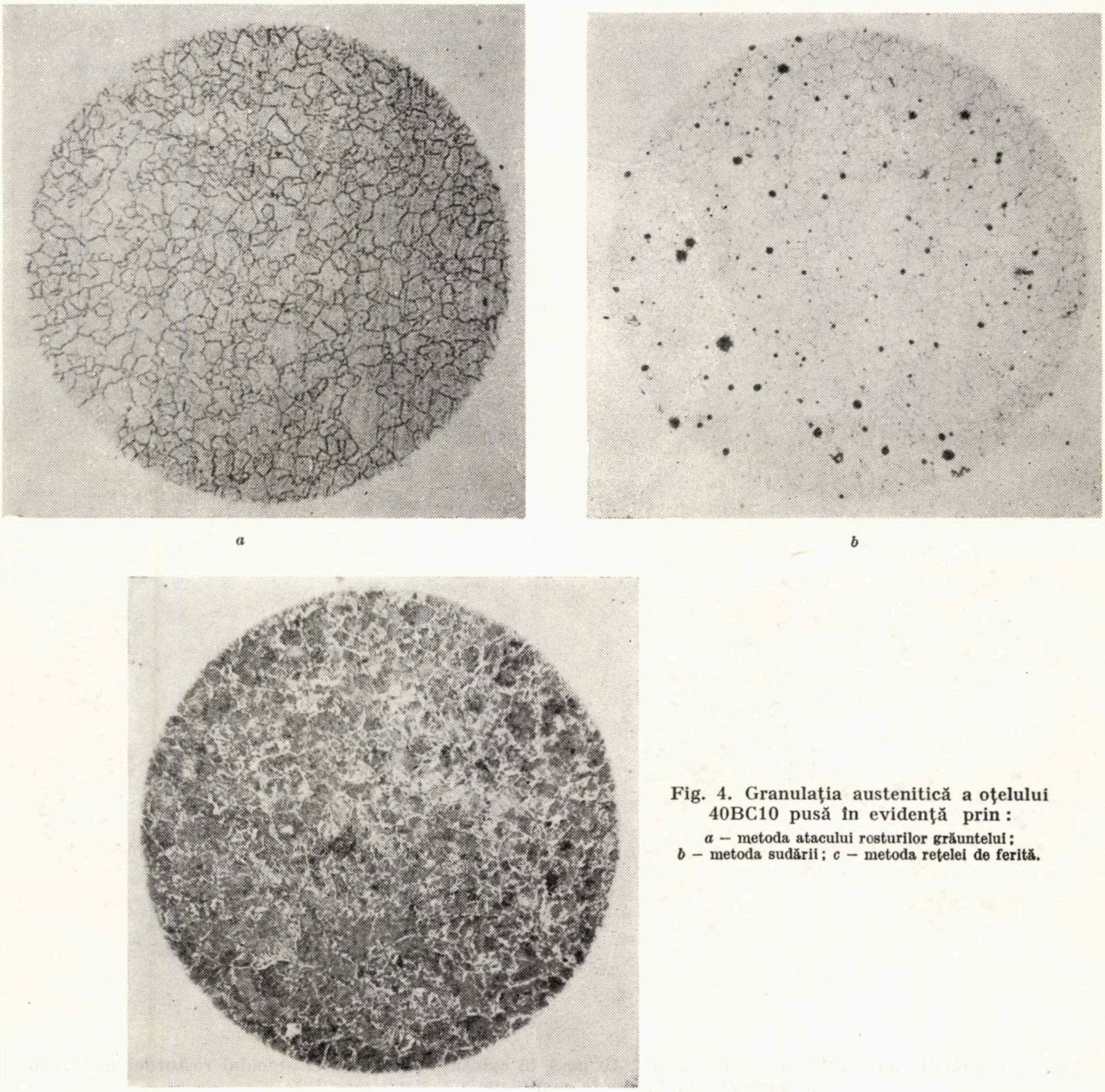


Fig. 4. Granulaţia austenitică a oţelului 40BC10 pusă în evidenţă prin:
a – metoda atacului rosturilor grăuntelui;
b – metoda sudării; c – metoda reţelei de ferită.

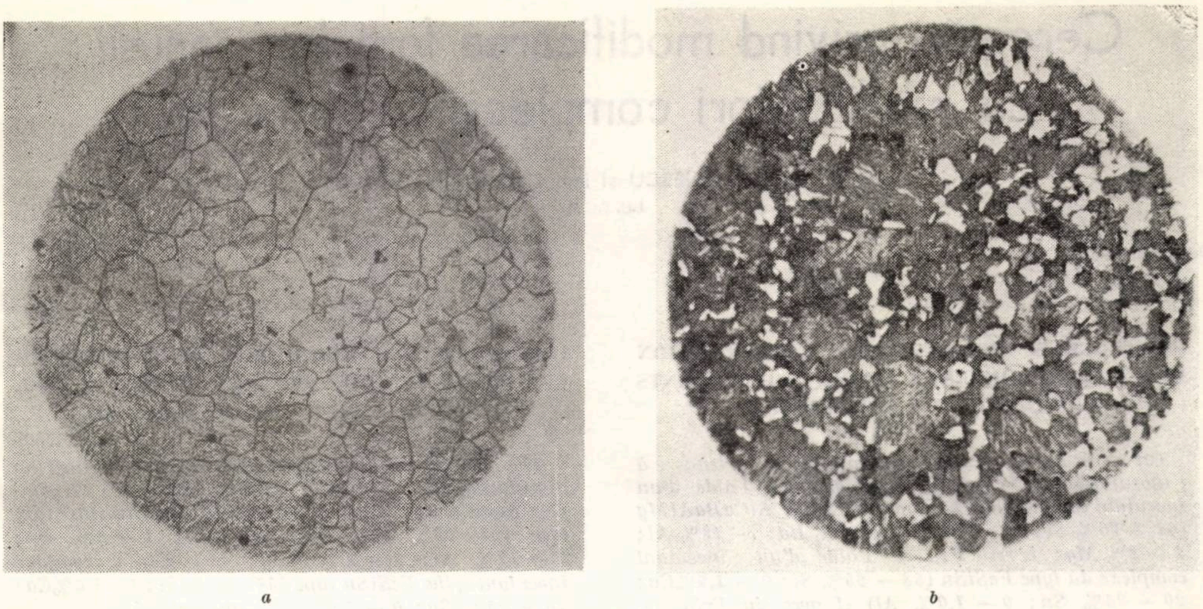


Fig. 5. Granulaţia austenitică a oţelului OLC 45 pusă în evidenţă prin:
a – metoda atacului rosturilor grăunţelui de austenită; b – metoda reţelei de ferită.

indiferent de calitatea oţelului. Acest fapt determină să se recomande folosirea, pentru obţinerea grăunţelui austenitic, metodei atacului rosturilor grăunţelui, pentru oţelurile studiate şi, în general, pentru oţelurile hipoeutectoide.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * STAS 5490-67.

[2] Mantea St. şi Dulămiţă T. *Teoria şi practica tratamentelor termice*. Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[3] Schumann H. *Metalurgia fizică*. Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

◆

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M.I.M.

CZ : 62.234 : 543.42
Zvyagin B. B.
ELECTRON-DIFRACTION ANALYSIS OF CLAY MINERAL STRUCTURES. REVISED EDITION
(Analiza prin metoda difracţiei de electroni aplicată la structurile minerale argiloase. Ediţie revăzută)
New York, Ed. Plenum Press, 1967, 364 p.
Bibl. ICEM

CZ : 662.6 : 389.6
1969 BOOK OF ASTM STANDARDS. PART 19
(Standarde ASTM pe anul 1969. Partea a 19-a)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1969, 484 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.2/8.018 : 389.6
1969 BOOK OF ASTM STANDARDS. PART 7
(Standarde ASTM pe anul 1969. Partea a 7-a)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1969, 1094 p.
Bibl. ICEM.

CZ : 669 (038)
Elsevier
DICTIONARY OF METALLURGY
(Dicţionar de metalurgie)
Amsterdam, Ed. Elsevier Publishing Comp., 1967, 634 p.
Bibl. C.S.R., C.S.G.

CZ : 669.018 : 620.18
Burke J.
THE KINETICS OF PHASE TRANSFORMATIONS IN METALS
(Cinetica transformărilor de fază în metale)
Oxford, Ed. Pergamon Press, 1965, 226 p.
Bibl. C.S.G.

CZ : 621.565.93
Mo Kelvey K. K. şi *Brooke M.*
THE INDUSTRIAL COOLING TOWER
(Turnuri industriale de răcire)
Amsterdam, Ed. Elsevier, 1959, 429 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.1 : 669.2/8 : 622.34
ADVANCES IN EXTRACTIVE METALLURGY
(Progrese obţinute în domeniul metalurgiei extractive)
Londra, Ed. Institution of Mining and Metallurgy, 1968
Bibl. IPROMET

CZ : 669.162.2 : 669.18 : 65.012.2
Lüth F. A. K. şi *König H.*
THE PLANNING OF IRON AND STEELWORKS
(Planificarea secţiilor de furnale şi oţelăriilor)
Berlin, Ed. Springer, 1967
Bibl. I.P.L., IPROMET

CZ : 621.791
Linnert
WELDING METALLURGY CARBON AND ALLOY STEELS. VOL. 1 FUNDAMENTALS
(Metalurgia procesului de sudare. Oţeluri carbon şi aliate. Vol. 1 Noţiuni fundamentale)
New York, Ed. American Welding Society, 1965, ed. a III-a, 474 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.162.2
Michard J.
ÉTUDE DU HAUT FOURNEAU. CAHIER II
(Studiul furnalului. Caiet II)
Metz, Ed. Berger- Levrault, 1959
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.14.018.2
Haynes A. G.
AN INTRODUCTION TO LOW ALLOY CONSTRUCTIONAL STEELS
(Introducere în domeniul oţelurilor slab aliate de construcţie)
Londra, Ed. International Nickel Ltd., 1961, 12 p.
Bibl. C.S.H.

CZ : 669.14.018.2 : 389.6
1969 BOOK OF ASTM STANDARDS. PART 4
(Standarde ASTM pe anul 1969. Partea a 4-a)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1969, 932 p.
Bibl. M.I.M.

Cercetări privind modificarea fontelor cenușii cu modificatori complecși cu bariu (II)

Ing. D. M. ȘTEFĂNESCU și ing. GH. BOLINTINEANU
I.C.T.C.M.

CZ 669.131.622:546.27

RECHERCHES CONCERNANT L'INOCULATION DES FONTES GRISES À L'AIDE D'INOCULANTS COMPLEXES AU BARYUM (II)

On présente les résultats comparatifs obtenus à l'inoculation de certaines fontes grises à l'aide d'un inoculant complexe au baryum, du type SiCaBaAlMg (62 – 66% Si; 10–14% Ca; 1–3% Ba; 7–12% Al; 1 – 2% Mg; le reste Fe), à l'aide d'un inoculant complexe du type FeSiSn (58 – 65% Si; 0 – 1,0%Ca; 20 – 25% Sn; 0 – 1,0% Al) et avec du FeSi 75.

On a constaté que parmi tous les inoculants essayés, on obtient les meilleurs résultats à l'inoculation avec l'inoculant complexe au baryum, du type SiCaBaAlMg. Le domaine des compositions investigué a été compris entre les limites $S_E = 0,73 - 0,93$. SiCaBaAlMg, qui est utilisé en des quantités de deux—trois fois plus petites que les autres inoculants, réduit la profondeur de trempe et améliore les caractéristiques mécaniques en très grande mesure.

La dureté des fontes inoculées à l'aide de SiCaBaAlMg croît proportionnellement (entre 200 et 248 HB) à mesure que le degré d'eutecticité décroît de 0,93 à 0,73.

L'inoculant FeSiSn a un effet un peu plus faible que le FeSi 75, lorsqu'il est utilisé pour l'inoculation de certaines fontes ayant des degrés d'eutecticité réduits, mais il est plus efficient que celui-ci en ce qui concerne l'amélioration des caractéristiques mécaniques des fontes ayant la composition qui se rapproche de l'eutectique.

INVESTIGATIONS REGARDING GREY-IRON INOCULATION BY MEANS OF COMPLEX INOCULANTS CONTAINING BARYUM (II)

The paper presents comparative results obtained by inoculating grey-iron with various inoculants: a complex inoculant containing baryum of the SiCaBaAlMg type (62–66% Si; 10 – 14% Ca; 1 – 3% Ba; 7 – 12% Al; 1 – 2% Mg; rest Fe), a complex inoculant of the FeSiSn type (58 – 65% Si; 0–1.0%Ca; 20 – 25% Sn; 0 – 1.0% Al) and FeSi75.

It was established that of all the tested inoculants, best results are obtained by inoculation with the complex inoculant containing baryum of the SiCaBaAlMg type. Investigated compositions ranged between $S_E = 0.73 - 0.93$. SiCaBaAlMg, which is used in two, three or more times smaller amounts than the other inoculants, reduces chill depth and increases mechanical characteristics to the greatest extent.

Hardness of grey-iron inoculated with SiCaBaAlMg increases proportionally (between 200 and 248 BH) as eutecticity degree decreases from 0.93 to 0.73.

FeSiSn has a less marked effect than FeSi75 when utilized for inoculating grey-iron with low eutecticity degree, but is more efficient than the latter as regards improvement of mechanical properties in grey-iron with composition close to the eutectic point.

În prima parte a acestei lucrări [1] s-au prezentat experimentările efectuate la I.C.T.C.M. — București, privind modificarea fontelor cenușii cu modificatori convenționali (FeSi 75, SiCa) și cu modificatori complecși (SiCaBa, SiCaBaAlMg), în legătură cu influența comparativă a diferitelor tipuri de modificatori și cu influența cantității de modificator. S-a constatat că efectul grafitizant cel mai puternic este exercitat de modificatorii de tip Modifin 3 (MB3 : SiCaBa), iar mărirea cea mai pronunțată a caracteristicilor de rezistență se obține la modificarea cu modificatori de tip Modifin 2 (MB2 : SiCaBaAlMg).

În cele ce urmează se prezintă rezultatele încercărilor referitoare la influența compoziției chimice a fontei supuse modificării asupra proprietăților fontelor cenușii modificate.

Influența compoziției chimice a fontei supusă modificării. Experimentările din acest grup de încercări s-au executat atît în condiții de laborator, cît și în condiții industriale.

În laborator s-a folosit ca agregat de elaborare un cuptor cu inducție cu capacitatea de 100 kg fontă, la frecvența de 2 500 Hz. Fontele s-au elaborat pornindu-se de la fontă brută cu compoziția 4,2% C; 2,0% Si; 0,73% Mn; 0,112% P; 0,017% S și de la oțel vechi. După topire fonta a fost supraîncălzită la 1 500°C pentru micșorarea efectelor eredității, după care a fost răcită forțat la 1 400°C, temperatură la care cuptorul a fost trecut în regim de menținere. Turnarea s-a efectuat cu oale de 20 kg. Modificarea s-a făcut prin adăugarea modificatorului în fontă în timpul umplerii oalei. La circa 1 min de la modificare, care s-a efectuat la temperatura de 1 400°C, fontele au fost turnate în forme uscate, de o construcție specială, care permiteau turnarea concomitentă a cîte două bare Ø 30 și Ø 20, a cîte unei bare Ø 10 și Ø 6, toate orizontale, precum și a unei probe pană pentru determinarea adîncimii de albire.

În cadrul acestui grup de încercări s-au elaborat trei topituri notate 4, 5 și 6, cu grade de eutecticitate diferite, care au fost modificate fiecare în parte cu 0,2%, din următorii modificatori : FeSi75, MB2 și FeSiSn. Modificatorul MB2 a avut compoziția chimică în limitele : 62—66% Si ; 10—14% Ca ; 1—3% Ba ; 7 — 12% Al ; 1 — 2% Mg ; rest Fe. Modificatorul FeSiSn a avut compoziţia chimică în limitele : 58 — 65% Si ; 0 — 1,0% Ca ; 20 — 25 % Sn ; 0 — 1,0 % Al.

Compoziţiile chimice ale topiturilor 4, 5 şi 6 se dau în tabela 1, iar modul de modificare a diferitelor probe, în tabela 2.

Tabela 1

Topitura	Compoziţia chimică, %					S_E
	C	Si	Mn	P	S	
4	3,0	2,18	0,74	0,08	0,011	0,83
5	3,19	2,22	0,74	0,08	0,011	0,88
6	3,30	2,31	0,74	0,085	0,011	0,93

Tabela 2

Probele			Modificarea
4.1	5.1	6.1	—
4.2	5,2	6.2	0,2% FeSi 75
4.3	5.3	6.3	0,2% MB2
4.4	5.4	6.4	0,2% FeSiSn

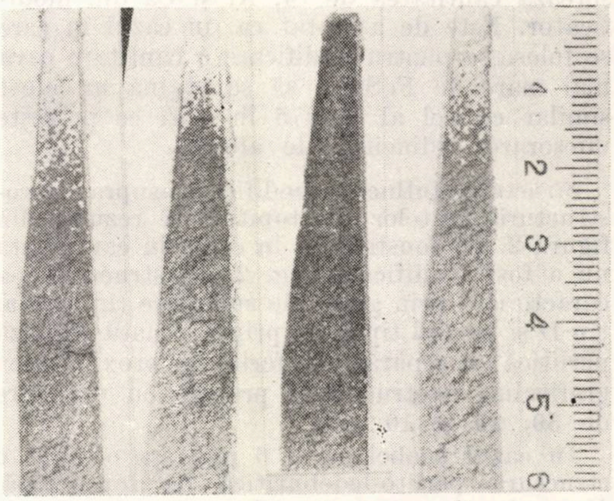
Pentru verificarea rezultatelor obţinute în laborator s-au făcut încercări comparative de modificare pe o fontă elaborată într-un cubilou cu aer rece cu Ø 1 000 mm, dotat cu antecreuzet fix, cu următoarea compoziţie chimică medie: 3,28% C ; 1,54% Si ; 0,38% Mn ; 0,18% P ; 0,13% S. Fonta a fost preluată de la antecreuzet într-o oală de 500 kg. Modificarea şi turnarea s-au făcut cu oale de 10 kg, temperatura de modificare fiind de 1 390 — 1 420°C. După modificare fonta a fost turnată în epruvete verticale Ø 30 şi Ø 20, formate în amestec crud. Compoziţiile chimice şi modificările probelor din topitura 7 sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Proba	Modificarea		Compoziţia chimică, %	S_E
	%	Modificator	Si	
7.1	—	—	1,54	0,87
7.2	0,6	FeSi75	1,94	0,92
7.3	0,3	MB2	1,63	0,87
7.4	0,6	FeSiSn	1,89	0,88

Caracteristicile mecanice şi adîncimea de albire ale probelor din topiturile 4, 5, 6 şi 7 se dau în tabela 4.

Adîncimea de albire. Se ştie că unul din efectele cele mai importante ale modificării este micşorarea adîncimii de albire pe probele pană. În figura 1 s-au prezentat fotografiile



a) b) c) d)

Fig. 1. Variaţia adîncimii de albire, în funcţie de modificare la o fontă cu $S_E = 0,83$:

a — nemodificată (4.1) ; *b* — modificată cu 0,2% FeSi 75 (4.2); *c* — modificată cu 0,2% MB 2 (4.3) ; *d* — modificată cu 0,2% FeSiSn (4.4).

Tabela 4

Proba	Rezistenţa de rupere la tracţiune, kgf/mm²			Duritatea Brinell, kgf/mm² (2,5/187,5)			Albire pură x, mm	Albire totală $x + Z$, mm
	Ø 30	Ø 20	Ø 10	Ø 30	Ø 20	Ø 10		
4.1	23,6	24,3	27,9	195	200	191	14	21
4.2	25,6	28,0	30,2	202	211	207	8	14
4.3	29,7	33,6	39,3	218	215	219	0	0
4.4	24,8	26,1	28,2	206	212	199	10	17
5.1	22,0	26,3	26,0	183	210	198	4	4
5.2	23,4	27,6	31,7	195	197	187	1	1
5.3	25,7	31,8	36,0	200	206	229	0	0
5.4	22,2	27,7	31,0	193	217	180	2	2
6.1	17,2	19,9	23,0	153	175	164	4	7
6.2	18,2	20,4	20,5	162	179	143	0	0
6.3	20,3	25,2	29,5	182	200	174	0	0
6.4	18,9	21,8	25,0	179	187	167	0	3
7.1	22,7	22,8	—	184	195	—	—	—
7.2	23,7	23,7	—	170	195	—	—	—
7.3	25,2	28,2	—	174	193	—	—	—
7.4	21,7	—	—	178	—	—	—	—

rupturilor probelor pană din topitura *4* (S_E = = 0,83). Se constată puterea grafitizantă deosebită a modificatorului complex cu bariu MB2, care a redus la zero adîncimea de albire totală. Aceeaşi cantitate de Fe Si 75 a avut o influenţă grafitizantă mult mai redusă dar remarcabilă.

Atît din tabela 4, cît şi din figura 1 se poate constata că FeSiSn are, din punctul de vedere al micşorării adîncimii de albire, o influenţă ceva mai slabă decît FeSi75. Efectul superior al modificatorului complex MB2 a fost explicat anterior [1].

Influenţa mai redusă a FeSiSn nu trebuie pusă pe seama vreunei influenţe dăunătoare a staniului, ci exclusiv pe seama faptului că prezenţa Sn în modificatorul FeSiSn micşorează cantitatea de Si, Al şi Ca din modificator. Este de aşteptat ca, în cazul în care se foloseşte pentru modificare o cantitate ceva mai mare de FeSiSn, să se obţină un efect similar cu cel al FeSi75 în ceea ce priveşte micşorarea adîncimii de albire.

Structura. Influenţa modificării asupra microstructurii fontelor din topitura 4 rezultă din figura 2. Se constată că în cazul în care fonta nu a fost modificată (fig. 2, *a*), structura s-a caracterizat prin grafit de subrăcire (în special tip D şi parţial tip E) şi printr-o masă de bază perlitică cu separări de ferită în proximitatea grafitului, pentru toate probele cu diametre de 30, 20 şi 10 mm.

În cazul probei cu Ø 6 mm s-a obţinut o structură perlito-ledeburitică de fontă albă. Urme de cementită s-au observat şi la probele cu diametrul de 10 mm. Aceste structuri trebuie puse în mod evident pe seama supraîncălzirii fontei pînă la 1 500°C, supraîncălzire care a dizolvat germenii de cristalizare ai grafitului. Ca urmare fonta s-a solidificat după o subrăcire apreciabilă.

Modificarea cu 0,2% FeSi75 nu a schimbat esenţial structura (fig. 2,*b*), lucru care trebuie pus pe seama faptului că la o fontă cu grad de eutecticitate scăzut (S_E = 0,83) modificarea cu 0,2% FeSi 75 nu este suficient de puternică. Singura ameliorare s-a constatat în cazul probelor cu diametrul de 6 mm, cînd s-a observat un început de apariţie a grafitului.

În schimb modificarea cu 0,2% MB 2 a schimbat radical structura fontei. În primul rînd, cantitatea de grafit de subrăcire din structură a fost redusă considerabil în favoarea grafitului de tip A. Ca urmare directă a acestui fapt a fost înlăturată ferita liberă din structură, obţinîndu-se o masă de bază perlitică (fig. 2, *c*). Este interesant de remarcat că modificarea cu 0,2% MB2 a dus la obţinerea unei structuri complet cenuşii chiar în probele cu diametrul de 6 mm.

Modificarea cu FeSiSn a avut un efect similar cu cea cu FeSi, dar ceva mai redus.

În cazul topiturii 5 (S_E = 0,88), modificarea cu MB2 a dus la prezenţa în structură în mod exclusiv a grafitului de tip A şi a perlitei. Modificarea cu 0,2% FeSi75, cu toate că nu a împiedicat apariţia grafitului de subrăcire, a perlitizat complet structura. Şi la topitura 6 (S_E = 0,93) modificarea cea mai eficientă a fost cea obţinută cu MB2. Totuşi, datorită gradului de eutecticitate ridicat al fontei, ferita liberă prezentă în cantitate mare în structură în absenţa modificării (50% ferită pe proba Ø 30) nu a mai fost complet înlăturată (15% ferită remanentă pe proba Ø 30). Într-adevăr, din figura 3 se constată că proporţia

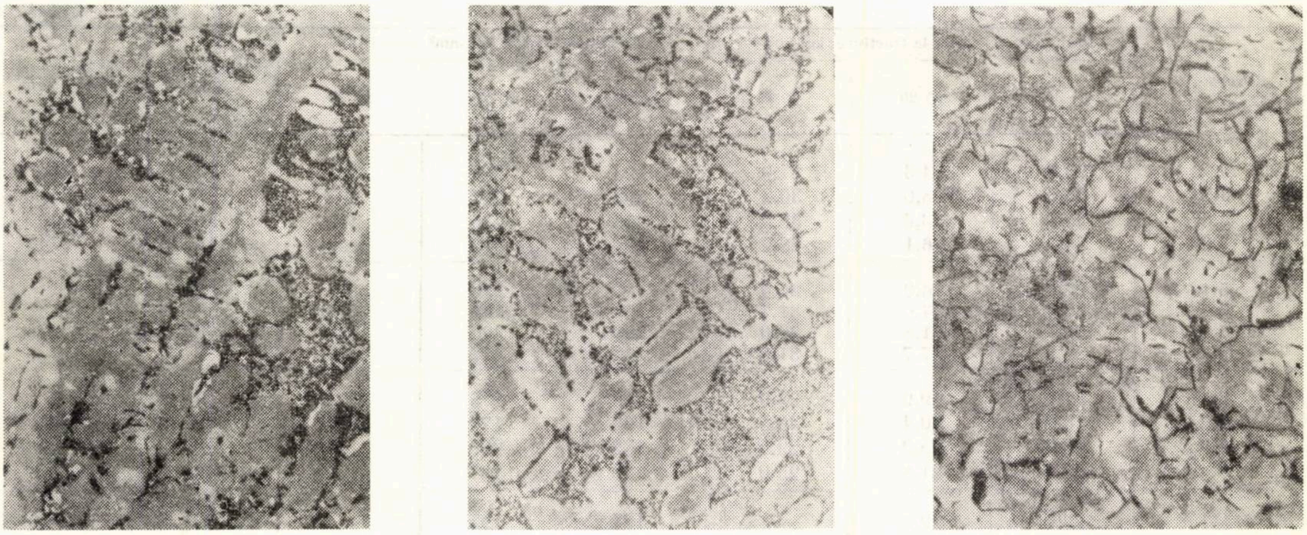

a *b* *c*

Fig. 2. Microstructurile unor probe cu ∅ 30 mm dintr-o fontă cu S_E = 0,83 :
a — nemodificată (4.1) ; *b* — modificată cu 0,2% FeSi 75 (4.2); *c* — modificată cu 0,2% MB2 (4.3). Atac nital × 100.

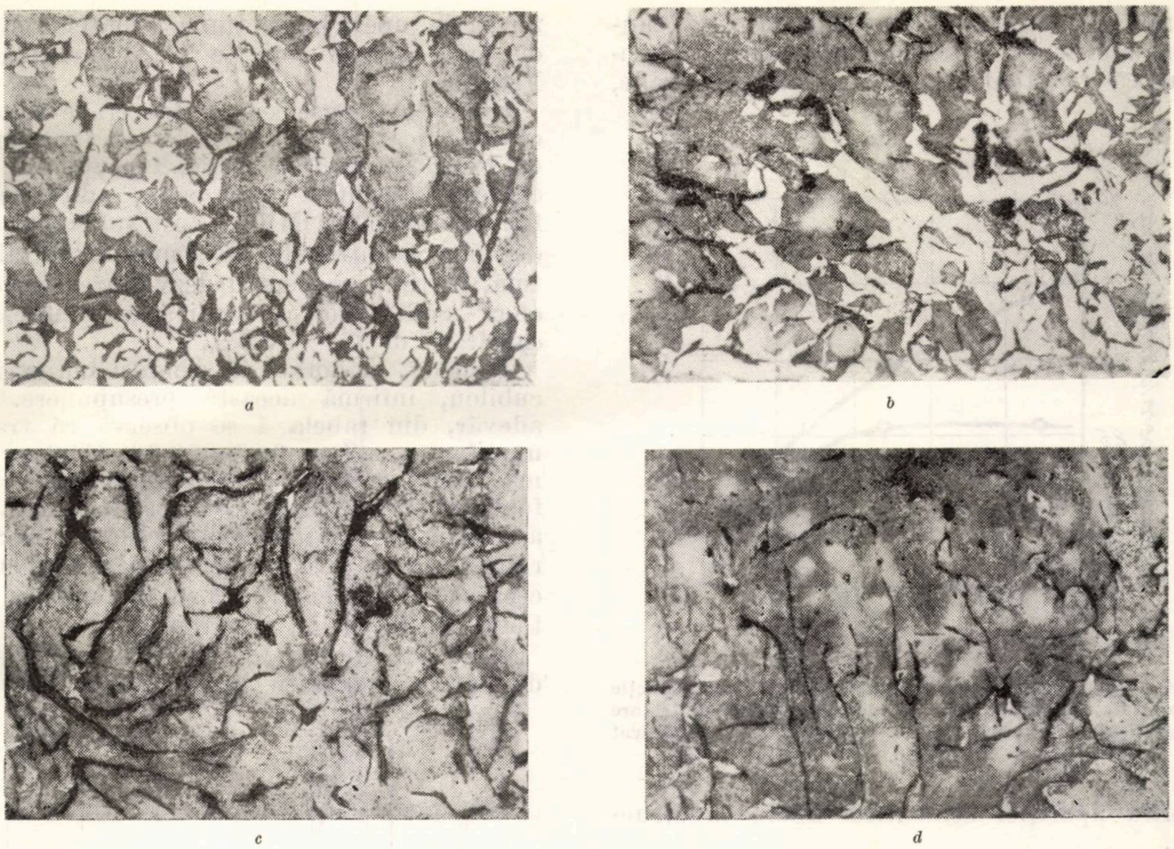


Fig. 3. Microstructurile unor probe cu ⌀ 20 mm dintr-o fontă cu $S_E = 0,93$:
a – nemodificată (6,1); b – modificată cu 0,2% FeSi 75 (6.2); c – modificată cu 0,2% MB2 (6.3); d – modificată cu 0,2% FeSiSn (6.4). Atac nital ×200.

cea mai mare de ferită liberă (35%) la probele cu Ø 20 mm a existat în cazul fontei nemodificate, iar proporţia cea mai redusă (5%), în cazul fontelor modificate cu MB2 şi FeSiSn. Trebuie observat că datorită Sn, grafitul de tip A obţinut a fost mai subţire decît cel ce apare în urma modificării cu MB2 (fig. 3, *a*, comparativ cu fig. 3,*c*).

Eficienţa modificării poate fi apreciată corect şi după numărul de celule eutectice. Variaţia numărului de celule eutectice funcţie de felul modificatorului folosit pentru fonta cu gradul de eutecticitate cel mai scăzut din această serie de încercări (topitura 4) s-a prezentat în tabela 5. Se constată că influenţa cea mai puternică asupra numărului de celule eutectice a avut-o, după cum era de aşteptat, modificatorul complex MB2, care în cazul probelor cu diametrul de 20 mm a ridicat numărul de celule eutectice/cm la aproape 50.

Tabela 5

Diametrul epruvetei, mm	Numărul de celule eutectice pe cm			
	Nemodificată	0,2%FeSi75	0,2% MB2	0,2%FeSiSn
⌀ 30	13,5	17,7	30	17
⌀ 20	18,5	20,2	46,7	20,2

Este interesant de remarcat că, modificarea cu 0,2% FeSi75 a ridicat numărul de celule eutectice, cu toate că nu a avut o influenţă remarcabilă asupra formei grafitului şi a cantităţii de ferită liberă. Influenţa FeSiSn a fost foarte asemănătoare cu cea a FeSi75. Efecte absolut similare s-au obţinut în cazul topiturilor 5 şi 6.

Caracteristicile mecanice. Folosind datele din tabela 4 şi din lucrarea [1], referitoare la fontele cu $S_E = 0,73$, s-a trasat diagrama de variaţie a rezistenţei de rupere la tracţiune a fontelor, funcţie de gradul de eutecticitate şi modificare (fig. 4). Gradul de eutecticitate a variat în domeniul $S_E = 0,73 - 0,93$.

Se poate observa că în toate cazurile modificarea a dus la creşterea rezistenţei de rupere la tracţiune, care a fost, în general, cu atît mai mare, cu cît gradul de eutecticitate a fost mai scăzut. Cele mai bune rezultate s-au obţinut în cazul modificării unei fonte cu grad de eutecticitate scăzut ($S_E = 0,73$) cu 0,2% MB2, cînd s-a obţinut o rezistenţă de rupere la tracţiune de aproape 35 kgf/mm² pe probe cu ⌀ 30 mm. Se observă că la grade de eutecticitate mai mici de 0,83, modificarea cu FeSi nu mai este eficientă, rezistenţa rămînînd aproximativ constantă (evident datorită cantității reduse de FeSi folosită). Este de presupus că rezistența fontei nemodificate scade,

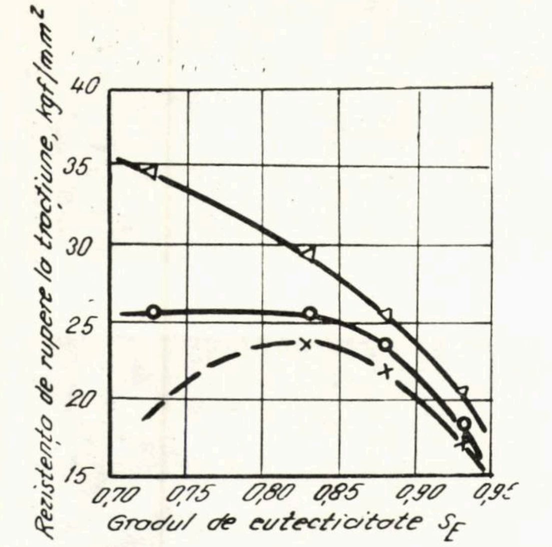


Fig. 4. Variația rezistenței de rupere la tracțiune în funcție de gradul de eutecticitate al fontelor și de modul de tratare în stare lichidă. Δ —MB2 ; ○ — FeSi 75 ; × — nemodificat Ø 30.

datorită apariției cementitei libere în structură.

În ceea ce privește efectul FeSiSn asupra rezistenței de rupere la tracțiune, acesta nu a fost esențial deosebit față de FeSi75 la fontele cu grade de eutecticitate de 0,83 și 0,88. În cazul în care însă fonta a avut un grad de eutecticitate ridicat ($S_E = 0,93$) s-a constatat că FeSiSn îmbunătățește rezistența de rupere la tracțiune a fontei cu circa 2—3 kgf/mm², spre deosebire de FeSi care nu a avut o influență sesizabilă (fig. 5). După cum rezultă

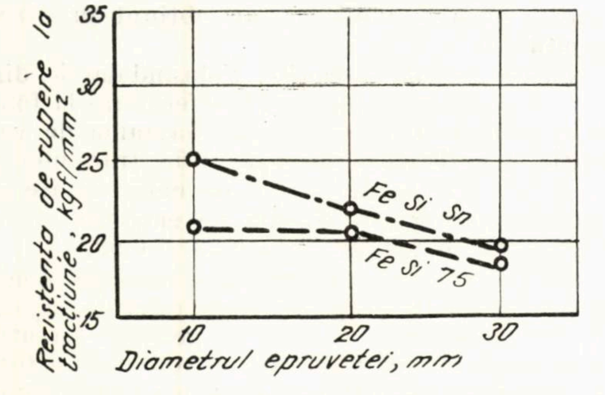


Fig. 5. Variația rezistenței de rupere la tracțiune în funcție de grosimea peretelui și de modul de tratare în stare lichidă la o fontă cu $S_E = 0,93$.

din figura 3, acest lucru trebuie pus pe seama faptului că FeSiSn a micșorat proporția de ferită liberă din structură. Acest lucru atrage atenția asupra posibilităților de mărire a rezistenței de rupere la tracțiune a fontelor cu grade de eutecticitate ridicate prin modificare cu FeSiSn.

Din cele expuse s-ar putea trage concluzia că modificatorul complex a fost superior față de FeSi75 numai datorită faptului că are o eficiență specifică mai mare, adică datorită faptului că 0,2% MB2 a fost suficient pentru dezvoltarea întregului efect modificator al acestuia, în timp ce pentru dezvoltarea întregului efect modificator al FeSi75 este necesară o cantitate de 0,4 — 0,6%.

Fonta 7, elaborată în condiții industriale la cubilou, infirmă această presupunere. Întradevăr, din tabela 4 se observă că tratarea unei fonte cu $S_E = 0,87$ cu 0,3% MB2 a ridicat mai mult rezistența decît modificarea aceleiași fonte cu 0,6% FeSi75. Nu este însă mai puțin adevărat că tratarea fontei cu 0,6% FeSi 75 a ridicat gradul de eutecticitate al fontei la 0,92, ceea ce bineînțeles nu a fost în favoarea rezistenței de rupere la tracțiune.

Rezultate interesante au dat și probele de duritate, prezentate în figura 6, construită

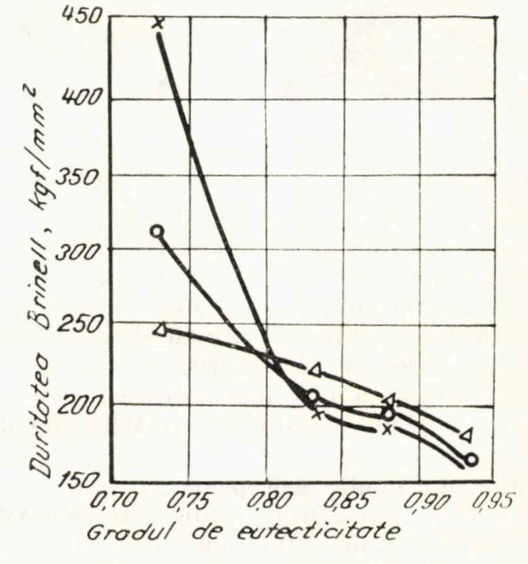


Fig. 6. Variația durității Brinell în funcție de gradul de eutecticitate al fontelor și de modul de tratare în stare lichidă: Δ—MB2 ; ○—FeSi 75 ; × — nemodificat Ø 30.

după datele din tabela 4 și lucrarea [1], în funcție de gradul de eutecticitate al fontei.

Se constată că la grade de eutecticitate mai mari de 0,80, duritatea cea mai mare se obține la modificarea cu MB2 deoarece în toate cazurile (cu excepția fontei cu $S_E = 0,93$) se obține o masă de bază complet perlitică, în timp ce la fontele nemodificate sau modificate cu FeSi 75 structura este alcătuită din grafit de subrăcire, perlită și plaje de ferită liberă. La grade de eutecticitate mai mari de 0,80, în structura fontelor nemodificate sau slab modificate (FeSi75) apare cementită liberă și, drept urmare, duritatea crește vertiginos. În schimb, în cazul fontei modificate cu 0,2% MB2 chiar la $S_E = 0,73$ masa de bază este alcătuită exclusiv din perlită. Ca urmare, la fontele modificate cu MB2, spre deosebire de celelalte fonte, duritatea crește proporțional cu micșorarea gradului de eutecticitate. Variația durității, funcție de secțiunea epruvetei, a fost foarte diferită în funcție de modul de prelevare a durității, în centru sau sub crustă.

În figura 7 s-au prezentat variațiile de duritate efectuate în centrul probelor, funcție de diametrul epruvetei. Se observă că în toate cazurile în care fonta nu a fost modificată (sau a fost slab modificată), duritatea a fost maximă pentru epruvetele cu Ø 20 mm, fiind mai redusă în cazul epruvetelor cu Ø 30 și Ø 10 mm. Această anomalie aparentă poate fi explicată dacă se ține seamă de cele două tendințe contrare, care apar la cristalizarea acestor fonte supraîncălzite, turnate în epruvete cu diametre diferite:

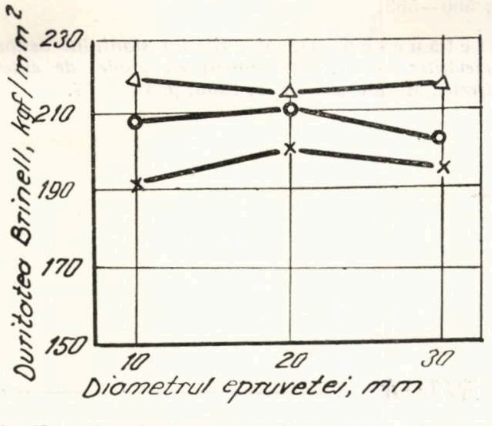


Fig. 7. Variația durității Brinell în funcție de diametrul epruvetei la probe dintr-o fontă cu $S_E = 0,83$, tratate diferit în stare lichidă:
△ — MB 2; ○ — FeSi75; × — nemodificat.

— tendința de micșorare a gradului de grafitizare la mărirea vitezei de răcire, ceea ce înseamnă practic creșterea durității cu micșorarea diametrului epruvetei;

— tendința de accentuare a procesului de cristalizare a formelor de grafit de subrăcire la mărirea vitezei de răcire, ceea ce înseamnă practic micșorarea durității, ca urmare a separării feritei libere care însoțește grafitul de tip D sau E.

Acțiunea celor două efecte contrare a fost reprezentată în figura 8, variația rezultantă a durității fiind dată de linia punctată. Este interesant de remarcat analogia dintre alura curbei punctate de pe figura 8 și alura curbei corespunzătoare fontei nemodificate de pe figura 6. Ținînd seamă de faptul că din anumite puncte de vedere scăderea gradului de eutecticitate este similară cu creșterea vitezei de răcire, rezultă veridicitatea mecanismului prezentat în figura 8.

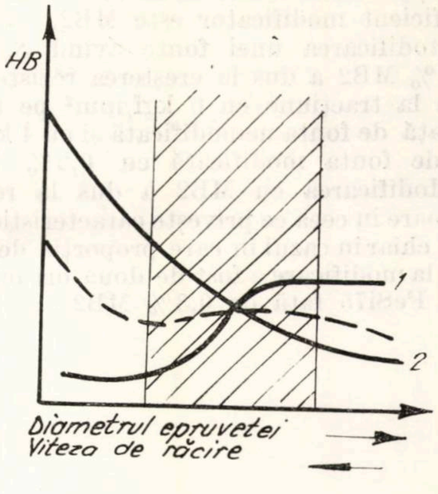


Fig. 8. Mecanismul de influență a vitezei de răcire asupra durității: 1 — efectul separării grafitului de subrăcire; 2 — efectul micșorării gradului de grafitizare.

O influență foarte bună asupra durității, în sensul obținerii unei durități omogene indiferent de secțiune și suficient de ridicată, a avut-o modificarea cu 0,2% MB2. Se observă că în cazul fontelor cu $S_E = 0,83$ (fig. 7) și $S_E = 0,88$ (tabela 4), duritatea s-a păstrat între limite destul de ridicate și a fost suficient de constantă funcție de secțiune. Acest lucru trebuie pus pe seama eliminării feritei libere din structură, care este rezultatul micșorării proporției de grafit de subrăcire datorită unei modificări mai eficiente. Rezultate încurajatoare (duritate ridicată) s-au obținut și în cazul fontelor cu $S_E = 0,93$, cu toate că la probele cu diametrul de 10 mm a apărut o scădere a durității datorită, după cum a rezultat din studiul microstructurilor, existenței în structură a grafitului de subrăcire.

În ansamblu efectul modificatorului complex MB2 se poate explica prin aplatisarea curbelor 1 și 2, din figura 8, adică prin mărirea tendinței de grafitizare și micșorarea tendinței de separare a grafitului de subrăcire, la viteze de răcire mari.

Modificarea cu FeSiSn nu a dus la rezultate esențial deosebite de modificarea cu FeSi75, în ceea ce privește duritatea, în cazul fontelor cu grade de eutecticitate de 0,83 și 0,88. În cazul fontei cu grad de eutecticitate maxim din domeniul studiat ($S_E = 0,93$) FeSiSn a avut o influență mult mai favorabilă decît FeSi 75 asupra durității, așa cum rezultă din tabela 4. Acest lucru se datorează micșorării proporției de ferită liberă din structură, ca rezultat al efectului antigrafitizant al staniului la recristalizarea eutectoidă [2].

Concluzii

— Experienţele de modificare comparativă efectuate cu FeSi75, modificator complex MB2 şi FeSiSn, pe fonte cu diferite grade de eutecticitate, au demonstrat că în toate cazurile cel mai eficient modificator este MB2.

— Modificarea unei fonte avînd $S_E = 0{,}83$ cu 0,2% MB2 a dus la creşterea rezistenţei de rupere la tracţiune cu 6 kgf/mm^2 pe bare de Ø 30 faţă de fonta nemodificată şi cu 4 kgf/mm^2 faţă de fonta modificată cu 0,2% FeSi75.

— Modificarea cu MB2 a dus la rezultate superioare în ceea ce priveşte caracteristicile mecanice chiar în cazul în care proporţia de FeSi75 folosit la modificare a fost de două ori mai mare (0,6% FeSi75 faţă de 0,3% MB2).

— FeSiSn are un efect ceva mai slab decît FeSi75 atunci cînd este folosit la modificarea unor fonte cu grade de eutecticitate scăzute dar este mai eficient decît acesta la fontele cu compoziţia apropiată de eutectic atît în ceea ce priveşte rezistenţa de rupere la tracţiune, cît şi în ceea ce priveşte duritatea.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ştefănescu D. M. şi Bolintineanu Gh. *Cercetări privind modificarea fontelor cenuşii cu modificatori complecşi cu bariu (I)*. Metalurgia, nr. 9, 1970, p. 560—563.

[2] Ştefănescu D. M. *Efectul staniului asupra proprietăţilor unor fonte cenuşii cu grade de eutecticitate diferite*. Metalurgia, nr. 1, 1966, p. 13 — 17.

ÎN ATENŢIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacţie în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor şi adresa lor exactă, pentru corespondenţă şi retribuţie.

— După titlul articolului, autorii vor indica : numele şi prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituţiei la care funcţionează.

— Articolele nu vor depăşi :

  — 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

  — 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă şi măsurile adecvate de protecţia muncii.

— Articolele originale vor fi însoţite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obţinute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol şi va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărţi: numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul întreg al cărţii, în limba originală, editura, localitatea, anul apariţiei;

— pentru reviste sau alte publicaţii periodice: numele autorului, iniţiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoţite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor putea modifica numai greşelile tipografice sau erorile de conţinut; nu se va ţine seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacţiei în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa: Centrul de documentare şi publicaţii tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, Bucureşti.

Contribuţii la studiul îndepărtării cuprului şi zincului din cenuşile de pirită

Prof. dr. ing. I. TRIPŞA, ing. L. DUMITRU, ing. F. NADU, ing. A. MITU, ing. E. STOICOVICI
Institutul de cercetări metalurgice

CZ 661.242.8 : 546.56 : 546.47

CONTRIBUTIONS À L'ÉTUDE DE L'ÉLIMINATION DU CUIVRE ET DU ZINC DES CENDRES DE PYRITE

Les recherches ont démontré que les vapeurs d'eau résultés à la combustion du gaz méthane, utilisé comme combustible, influence d'une manière négative l'élimination du cuivre et du zinc des cendres de pyrite, le degré d'élimination de ces éléments devenant plus élevé lors de l'utilisation d'un autre combustible (le mazout), à la combustion duquel il résulte une plus petite quantité de vapeurs d'eau.

CONTRIBUTIONS TO THE STUDY OF COPPER AND ZINC REMOVING FROM PYRITICAL ASHES

Investigations have emphasized that water vapours resulting from methane burning as a combustible have a negative influence upon copper and zinc removal from pyritical ashes. The removing degree of these elements increases if an other combustible is used (fuel oil), whose combustion produces a smaller amount of water vapours.

Industria chimică prelucrează importante cantităţi de pirită din care se valorifică în prezent numai sulful, rămînînd disponibile cenuşile de pirită. Avînd în vedere conţinutul în elemente utile ale acestora şi anume: 50 — 55%Fe; 0,3 — 0,5% Cu; 0,6 —1,2% Zn; 0,4 — 0,6%Pb; 1 — 1,2 g/t Au şi 25 — 30 g/t Ag, valorificarea metalelor sus-menţionate prezintă un deosebit interes pentru economia naţională. Ca urmare, se impune elaborarea unor procedee eficiente de valorificare a cenuşilor de pirită, care să rezolve: îndepărtarea cît mai avansată din cenuşă a tuturor metalelor însoţitoare, inclusiv a arsenului, pentru ca să rezulte un minereu de fier corespunzător cerinţelor de calitate ale industriei siderurgice, atît în ceea ce priveşte compoziţia chimică, cît şi cea granulometrică, porozitatea, reductibilitatea, separarea şi recuperarea metalelor neferoase eliminate din cenuşă, în vederea prelucrării lor în instalaţiile uzuale ale metalurgiei extractive.

Cercetările întreprinse pe această linie în diferite ţări, ca R.F. a Germaniei, Japonia şi Italia, au dus la elaborarea de procese tehnologice şi construcţii de instalaţii industriale pentru valorificarea cenuşilor de pirită lipsite de arsen, în cazul instalaţiilor de la Duisburg (R.F. a Germaniei) şi Tobata (Japonia) şi lipsite de arsen şi metale neferoase, în cazul instalaţiei de la Follonica (Italia).

Pentru valorificarea cenuşilor de pirită cu compoziţie chimică complexă (arsen, metale neferoase, metale nobile) s-au întreprins numeroase cercetări atît în ţară, cît şi în străinătate cercetări concretizate în elaborarea unor tehnologii care însă nu au fost aplicate pînă în prezent în industrie din cauza multiplelor dificultăţi ce nu au fost depăşite în totalitate.

În scopul utilizării cenuşilor de pirită în siderurgie, ICEM a efectuat cercetări privind dezarsenierea cenuşilor de pirită, care au dat rezultate bune atît în fază pilot, cît şi industrial.

Printr-o prăjire complexă, reducătoare pentru îndepărtarea arsenului şi clorurantă pentru îndepărtarea plumbului şi parţial a cuprului şi zincului, în cuptor rotativ încălzit cu gaz metan, cu un adaos de cocs şi clorură de sodiu se îndepărtează practic total arsenul, plumbul, sulful şi, în procente mai mici, cuprul şi zincul. Produsul obţinut sub formă de granule de aglomerat are o granulaţie cuprinsă între 5 şi 50 mm, porozitate 28 — 30%, rezistenţă mecanică 150 — 200 kgf/peletă, reductibilitate superioară faţă de cea a aglomeratului şi următoarea compoziţie chimică: 52,69 — 57,70% Fe; 0,17 — 0,28% Cu; 0,5 — — 0,85% Zn; urme Pb; 0,008 — 0,03% As; 0,013 — 0,03% S.

Procedeul ICEM poate fi aplicat industrial pentru valorificarea cenuşilor de pirită cu conţinut redus în cupru şi zinc, dar cu orice conţinut de arsen şi plumb. Procedeul ICEM are, de asemenea, avantajul că asigură, într-o singură operaţie, aglomerarea cenuşilor de pirită în particule aproape sferice, avînd porozitate şi reductibilitate optime. Cercetările întreprinse în ultimul timp de Institutul de cercetări miniere au dovedit că într-un viitor apropiat se vor produce în R.S. România peste 500 000t/an cenuşă de pirită cu conţinut redus de cupru şi zinc dar cu conţinut ridicat de arsen; aceste cenuşi corespund întrutotul aplicării procedeului ICEM prezentat anterior. Totodată se vor produce în ţară în continuare cenuşi de pirită cu conţinut ridicat al tuturor elementelor însoţitoare (arsen, cupru, zinc, plumb ş.a).

Pentru lărgirea domeniului de aplicabilitate a procedeului ICEM şi la aceste sorturi de cenuşi de pirită cu conţinuturi de cupru şi zinc mai ridicate s-au efectuat lucrări de laborator pe linia îndepărtării mai avansate a cuprului şi zincului.

În cadrul acestor lucrări s-a urmărit, în primul rînd, influenţa vaporilor de apă rezultaţi din arderea gazului metan utilizat drept combustibil asupra reacţiilor de clorurare volatilizantă a zincului şi cuprului.

Consideraţii teoretice

Din studiul mineralogic efectuat asupra cenuşilor de pirită rezultă că, în urma prăjirii oxidante a concentratelor de pirită se obţine cenuşa de pirită în care compuşii metalelor neferoase se regăsesc aproape integral sub formă de sulfuri şi într-un procent redus de oxizi, arsenul ca arseniat sau arsenit de fier, iar sulful legat ca sulfură.

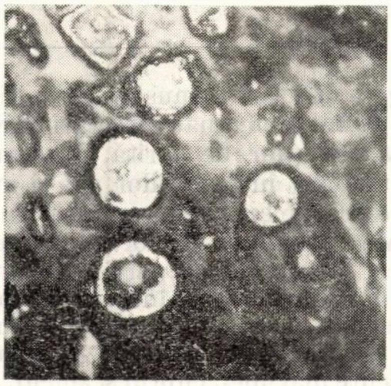


Fig. 1. Microstructura unei probe de cenuşă.

În figura 1 se prezintă microstructura unei probe de cenuşă. Se observă în centrul probei corpuri rotunjite de hematită cu urme de pirită rămase încă netransformată şi, de asemenea, corpuri de sulfuri de cupru înconjurate de oxizi.

Pentru îndepărtarea în vederea recuperării este necesar ca metalele neferoase ce se găsesc în concentraţie mică în cenuşile de pirită să fie transformate în compuşi volatili printr-o prăjire clorurantă. Volatilizarea clorurantă a metalelor neferoase este posibilă ca urmare a formării relativ uşoare a clorurilor din sulfurile şi oxizii acestora.

Pentru clorurare se poate folosi atît clor gazos sau — conform procedeului studiat — clorurile de calciu şi sodiu, a căror acţiune clorurantă se efectuează prin intermediul clorului gazos format în urma disocierii acestora conform reacţiilor (1) şi (2):

$$2\,NaCl + SO_2 + O_2 \rightarrow Na_2SO_4 + Cl_2 \qquad (1)$$

$$CaCl_2 + SO_2 + O_2 \rightarrow CaSO_4 + Cl_2 \qquad (2)$$

În prezenţa vaporilor de apă are loc însă o reacţie intensă a clorului cu vaporii de apă cu formarea acidului clorhidric:

$$2\,Cl_2 + 2\,H_2O \rightarrow 4\,HCl + O_2 \qquad (3)$$

Acţiunea de clorurare volatilizantă a metalelor neferoase cu ajutorul acidului clorhidric este însă mai slabă decît acţiunea clorului gazos, fapt ce rezultă din compararea valorilor variaţiei entalpiei libere rezultată la efectuarea următoarelor reacţii:

$$Cu_2O + Cl_2 = Cu_2Cl_2 + 1/2\,O_2 \qquad (4)$$

$$\Delta G_{1000\,°C} = -\ 12\,500\ \text{cal/mol}$$

$$Cu_2O + 2\,HCl = Cu_2Cl_2 + H_2O \qquad (5)$$

$$\Delta G_{1000\,°C} = -\ 5\,900\ \text{cal/mol}$$

$$ZnO + Cl_2 = ZnCl_2 + 1/2\,O_2 \qquad (6)$$

$$\Delta G_{1000\,°C} = -\ 17\,000\ \text{cal/mol}$$

$$ZnO + 2\,HCl = ZnCl_2 + H_2O \qquad (7)$$

$$\Delta G_{1000\,°C} = -\ 11\,000\ \text{cal/mol}$$

$$PbO + Cl_2 = PbCl_2 + 1/2\,O_2 \qquad (8)$$

$$\Delta G_{1000\,°C} = -\ 25\,000\ \text{cal/mol}$$

$$PbO + 2\,HCl = PbCl_2 + H_2O \qquad (9)$$

$$\Delta G_{1000\,°C} = -\ 18\,400\ \text{cal/mol}$$

Rezultatele obţinute prin calcul corespund considerentelor termodinamice, după care valoarea variaţiei entalpiei libere a reacţiilor studiate la temperatura de 1 000°C reprezintă suma algebrică a variaţiei entalpiei libere a reacţiilor de formare a compuşilor ce intră sau rezultă din reacţie. Astfel, pentru reacţiile de clorurare cu clor gazos (4), (6) şi (8) variaţia entalpiei libere este egală cu:

$$\Delta G^{Cl_2}_{1000°C} = \Delta G^{1000°C}_{MeCl_2} - \Delta G^{1000°C}_{MeO}$$

Pentru reacţiile de clorurare cu acid clorhidric (5), (7) şi (9) variaţia entalpiei libere se calculează după cum urmează:

$$\Delta G^{HCl}_{1000°C} = \Delta G^{1000°C}_{MeCl_2} + \Delta G^{1000°C}_{H_2O} - \Delta G^{1000°C}_{MeO} - 2\Delta G^{1000°C}_{HCl}$$

Rezultă că diferenţa dintre valorile acestor variaţii ale entalpiei libere se poate calcula cu relaţia:

$$\Delta G^{Cl_2}_{1000\,°C} - \Delta G^{HCl}_{1000\,°C} = 2\,\Delta G^{1000°C}_{HCl} - \Delta G^{1000°C}_{H_2O} =$$

$$= -\ 49\,000 + 42\,400 = -\ 6\,600\ \text{cal/mol}$$

Prin urmare, la 1 000°C valoarea variaţiei entalpiei libere a reacţiilor de clorurare cu ajutorul clorului gazos este mai negativă cu 6 600 cal/mol decît valoarea variaţiei entalpiei libere a reacţiilor de clorurare cu ajutorul acidului clorhidric. Astfel se explică acţiunea mai slabă de clorurare în cazul prezenţei în atmosfera cuptorului a vaporilor de apă rezultaţi din arderea combustibililor şi mai ales a gazului metan.

Valoarea variaţiei entalpiei libere pentru reacţia (10) de clorurare a oxidului inferior de fier cu acid clorhidric la 1 000°C este pozitivă, ceea ce dovedeşte că reacţia nu poate avea o dezvoltare importantă :

$$FeO + 2\,HCl = FeCl_2 + H_2O \qquad (10)$$

$$\Delta G^{HCl}_{1000°C} = -1\,400 \text{ cal/mol}$$

Pe baza datelor termodinamice prezentate, în vederea stabilirii condiţiilor de eliminare a metalelor neferoase din cenuşile de pirită, rezultă următoarele :

— clorurarea oxizilor diferitelor metale neferoase se efectuează în ordinea următoare : Pb, Zn, Cu, Fe ;

—agenţii cloruranţi (NaCl şi $CaCl_2$) reacţionează cu alţi compuşi din încărcătură şi eliberează clor, care reacţionează cu oxizii de cupru şi zinc formînd cloruri volatile. Aceste reacţii sînt favorizate de prezenţa oxigenului în atmosfera cuptorului, care oxidează sulfurile metalelor neferoase, transformîndu-le în oxizii acestora şi în bioxid de sulf.

Prezenţa vaporilor de apă proveniţi în special din arderea metalului folosit la încălzirea cuptorului duce la formarea concomitentă a HCl, un agent clorurant mai puţin energic, ceea ce are ca efect înrăutăţirea procesului de clorurare volatilizantă în funcţie de cantitatea de vapori de apă, respectiv de natura combustibilului folosit. Este de aşteptat ca cele mai bune rezultate să se obţină în cazul utilizării combustibililor care formează la ardere cele mai mici cantităţi de apă.

Aceste consideraţii teoretice explică constatările cunoscute din practică şi anume că eliminarea plumbului se desfăşoară fără a fi influenţată sensibil de prezenţa vaporilor de apă în timp ce în cazul cuprului şi a zincului este cunoscută influenţa negativă a acestor vapori de apă în procesul de clorurare volatilizantă.

Pentru verificarea considerentelor teoretice prezentate s-au efectuat experimentări în laborator, ale căror rezultate au confirmat întrutotul ipoteza enunţată.

Partea experimentală

Experimentările de laborator au urmărit reproducerea principalelor condiţii de desfăşurare a procesului de eliminare a metalelor neferoase (cupru şi zinc), conform procedeului ICEM, din zona cu atmosferă oxidantă a cuptorului rotativ, pentru a se compara influenţa vaporilor de apă care rezultă la arderea metanului sau a păcurii. S-au experimentat trei variante de compoziţie a fazei gazoase şi anume :

— prăjire în prezenţa aerului cu umiditate naturală ;

— prăjire în prezenţa aerului cu umiditate corespunzătoare celei rezultate din arderea gazului metan ;

— prăjire în prezenţa aerului cu umiditate corespunzătoare celei rezultate la arderea păcurei.

Experienţele s-au efectuat într-un cuptor de laborator orizontal cu bare de silită tip RO. 13.5/40.

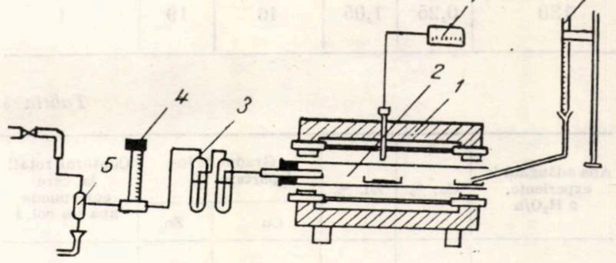


Fig. 2. Instalaţie experimentală :
1 – cuptor; *2* – tub cu nacelă; *3* – vase spălătoare; *4* – rotametru; *5* – trompă de vid; *6* – biuretă dozatoare; *7* – termocuplu în milivoltmetru.

Nacela cu cenuşa de pirită amestecată cu o soluţie de $CaCl_2$ 30 % sa u NaCl 25 % s-a introdus în tubul cuptorului cu diametrul de 50 mm. Adaosul de agent clorurant a fost de 6 % (calculat pentru substanţă uscată). Durata de menţinere a probei în cuptor a fost de 60 min, iar temperatura de lucru, de 1 100°C. La unul din capete tubul a fost deschis, iar la celălalt s-a montat o trompă de vid pentru creerea curentului de aer necesar evacuării gazelor din cuptor. Debitul trompei de vid a fost de 80—100 l/h. Instalaţia este prezentată în figura 2.

Tabela 1

Tipul cuptorului lungime, m	CH_4		Păcură	
	Consumul specific, Nm^3/t	Apa rezultată la ardere, kg/t	Consumul specific echivalent, kg/t	Apa rezultată la ardere, kg/t
4	833	1 332	700	742
12	444	710	377	400
60	140	288	153	162

Tabela 2

Compoziţia chimică a cenuşei de pirită

Fe_{tot}	Cu	Zn	Pb	As	S
57,70	0,47	1,3	urme	0,032	0,16

Tabela 3

Adaosul	%	Compoziţia chimică a cenuşei prăjite		Gradul de îndepărtare, %	
		Cu	Zn	Cu	Za
$CaCl_2$	6	0,05	0,20	89	84
NaCl	6	0,06	0,38	88	70

Tabela 4

Apa adăugată la experiențe, gH_2O/h	Cu, %	Zn, %	Gradul de îndepărtare, %		Cuptorul rotativ la care corespunde apa din col. 1
			Cu	Zn	
28	0,15	0,55	68	57	60
71	0,21	0,69	55	47	12
130	0,25	1,05	46	19	4

Tabela 5

Apa adăugată la experiențe, $g\ H_2O/h$	Cu, %	Zn, %	Gradul de îndepărtare, %		Cuptorul rotativ la care corespunde apa din col. 1
			Cu	Zn	
16	0,1	0,44	78	66	60
40	0,16	0,60	66	54	12
74	0,20	0,95	57	27	4

Vaporii de apă s-au introdus în tubul cu nacela, prin picurare controlată a apei dintr-un vas de vaporizare așezat la capătul tubului cuptorului pe unde se aspiră aerul.

Cantitatea de apă adăugată în cuptor a fost calculată ținînd seamă de consumul specific de combustibil utilizat la experimentările în instalația pilot și semiindustrială.

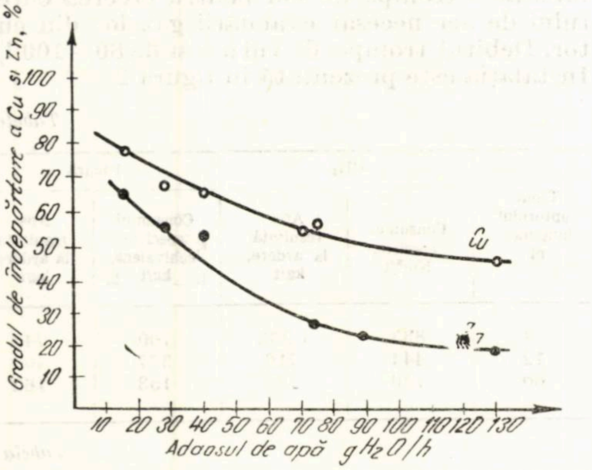


Fig. 3. Influența adaosului de vapori de apă asupra gradului de îndepărtare a cuprului și zincului.

Teoretic la arderea metanului rezultă 1,6 kg $H_2O\ /Nm^3\ CH_4$, iar la arderea păcurii rezultă 1,06 kg H_2O/kg păcură (adică cu circa 34% mai puțin). Din calcul rezultă cantitățile de vapori de apă produși la tona de cenușă de pirită prelucrate în cuptorul rotativ (tabela 1).

Cenușa de pirită utilizată la experimentări a fost o cenușă dezarseniată, desulfurată și deplumbată conform procedeului ICEM și a avut compoziția chimică din tabela 2.

În tabela 3 se dau rezultatele experiențelor efectuate în cazul cînd se lucrează în prezența aerului cu umiditate naturală.

Se observă o intensă îndepărtare, prin clorurare, a cuprului și zincului, rezultatele mai bune obținîndu-se cu adaos de $CaCl_2$.

În tabela 4 se prezintă rezultatele încercărilor efectuate cu adaos de vapori de apă în cantitate echivalentă celei rezultate în cazul folosirii drept combustibil a gazului metan.

În tabela 5 se prezintă rezultatele încercărilor care analizează cazul folosirii păcurii drept combustibil.

Pe baza rezultatelor din tabelele 4 și 5 s-a trasat diagrama din figura 3 în care se arată influența adaosului de vapori de apă asupra gradului de îndepărtare a cuprului și zincului. Adaosul de vapori de apă corespunde utilizării metanului sau păcurii drept combustibil.

Concluzii

— S-a demonstrat teoretic și experimental că gradele de îndepărtare a cuprului și zincului scad cu creșterea conținutului de vapori de apă din atmosfera cuptorului.

— În cazul încălzirii cuptorului cu păcură, datorită conținutului mai mic de vapori de apă, se obțin grade de îndepărtare mai bune decît în cazul corespunzînd încălzirii cu metan. Astfel, gradele de îndepărtare pentru cupru ajung la 78% și pentru zinc la 66%.

— Încercările efectuate confirmă considerațiile teoretice care au stat la baza lucrării și permit să se recomande experimentarea păcurii în locul metanului la încălzirea cuptoarelor rotative unde au loc procese de clorurare volatilizantă a metalelor neferoase din cenușile de pirită.

— În viitor se vor putea obține rezultate și mai bune la clorurarea zincului și cuprului din cenușă de pirită, dacă se vor folosi drept combustibili pentru cuptorul rotativ gaze cu conținut și mai mic de hidrogen sau hidrocarburi, cum sînt gazul de furnal, gazul captat fără combustie de la convertizoare cu oxigen și altele.

◆

Consideraţii în legătură cu intensitatea de funcţionare a furnalelor (I)

Ing. D. DOBROVICI, ing. G. IONILĂ
Institutul politehnic – Bucureşti

şi ing. A. DIJMĂRESCU
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669.162.2

CONSIDÉRATIONS CONCERNANT L'INTENSITÉ DU FONCTIONNEMENT DES HAUTS FOURNEAUX (I)

On attire l'attention sur l'indicateur „Intensité de la combustion" qui, avec la mise au mille de combustible, détermine le coefficient d'utilisation du volume du fourneau. Malgré la réduction en grande mesure de la consommation spécifique de coke, l'intensité de la combustion est demeurée presque la même au cours des dernières années.

On mentionne les facteurs dont dépend la valeur de l'intensité de la combustion ainsi que le fait que dans les conditions d'exploitation de chaque fourneau on peut définir un domaine „économique" de cet indicateur, auquel correspond une mise au mille de combustible minimale.

Basé sur les données obtenues au cours de l'exploitation d'un nombre de 120 fourneaux de différents pays, on a vérifié la valabilité de certains rapports statistiques qui expriment l'intensité de combustion par rapport au volume du fourneau. On relève l'existence de certaines variations importantes des valeurs réalisées ainsi que la possibilité d'accroître sensiblement l'intensité de la combustion, dans les conditions modernes d'exploitation des fourneaux.

On confirme l'intérêt que présente la relation statistique établie par Petersen, Kahlhöffer et Send et qui a été adaptée pour avoir comme variable le volume utile du fourneau.

CONSIDERATIONS REGARDING WORKING INTENSITY OF BLAST-FURNACES (I)

The paper points out „Burning intensity" as a characteristic value, which — together with specific combustible consumption — determines the utilization ratio of blast furnace capacity. While specific coke consumption was lowered to a great extent, burning intensity remained unchanged during the last few years.

Parametra upon which burning intensity depends are presented, as well as the fact that, for each blast-furnace and ist operating conditions. an „economical" range for this characteristic value may be defined, within which a minimal combustible consumption is obtained.

Based on shop data from 120 blast-furnaces in various countries, validity of several statistical relations — illustrating burning intensity as a function of blast-furnace size — was checked. Existence of important fluctuations as regards performances obtained for this value are emphasized, as well as possibilities to enhance considerably burning intensity under the actual operating conditions for blast-furnaces.

The interest shown for the statistical relationship developed by Petersen, Kahlhöffer and Send—which was adjusted to utilize blast-furnace size as a variable — i thus confirmed.

Numeroasele perfecţionări tehnologice introduse în ultima vreme în practica exploatării furnalelor, dintre care cele mai bune rezultate le-au dat pregătirea încărcăturii, îmbunătăţirea proceselor de reducere, introducerea combustibililor auxiliari cu creşterea temperaturii aerului, au avut ca efect scăderea bruscă a consumului specific de cocs, indicator care a ajuns la valori cuprinse între 400 şi 500 kg/t fontă, la un număr destul de mare de furnale.

După cum este cunoscut, indicele de utilizare a volumului furnalului ($I_u = \text{t fontă/m}^3 \cdot \text{zi}$) rezultă ca valoare a raportului dintre intensitatea de ardere a cocsului($I_a = \text{t cocs/m}^3 \cdot \text{zi}$) şi consumul specific de cocs ($K = \text{t cocs/t fontă}$). Ca urmare, scăderea consumului specific de cocs a dus la creşteri importante ale indicelui de utilizare, care a depăşit în unele cazuri nivelele de 1,6 — 2,2 t fontă/m^3·zi.

Pe de altă parte, construirea şi punerea în funcţiune în marile combinate siderurgice a unor furnale tot mai mari, cu volume care au ajuns la 2 700—3 300 m^3, au făcut posibilă obţinerea de producţii medii zilnice pe unitate care au depăşit 6 000 —6 500 t; în perspectivă se întrevede şi posibilitatea atingerii nivelelor de 7 000 — 10 000 t/zi [1].

Creşteri importante ale indicelui de utilizare a volumului se pot obţine numai dacă se acţionează asupra ambilor factori de care depinde (intensitatea de ardere şi consumul specific de cocs). În ultimii ani atenţia furnaliştilor s-a îndreptat mai ales asupra consumului specific de cocs, obţinîndu-se rezultate remarcabile în direcţia micşorării lui; intensitatea de ardere a rămas însă, cu puţine excepţii, pe loc, ea constituind totuşi o rezervă importantă, relevată de numeroşi cercetători [2], [3], [4], [5], pentru creşterea productivităţii furnalelor.

Intensitatea de ardere se exprimă prin cantitatea de combustibil pe care o consumă un furnal în 24 de ore de funcţionare; pentru comparabilitate ea se raportează la unitatea de volum util (iniţial) sau la unitatea de suprafaţă a creuzetului. Raportarea la metrul cub de volum, aşa cum este practicată în R.S.România, este mai sugestivă deoarece volumul acracterizează cel mai bine mărimea furnalului; ea are dezavantajul că volumul creşte cu uzura căptuşelii şi că nu este exprimat la fel în toate ţările. Raportarea la metrul pătrat secţiune de creuzet prezintă avantajul unei mai bune comparabilităţi, însă este mai greu de utilizat pentru determinarea capacităţii de producţie, în special în cazul unor profile anormale.

Cantitatea de combustibil consumat este practic proporţională cu cantitatea de aer suflat în furnal; aceasta poate servi drept indicator pentru intensitatea de ardere; în acest caz însă, efectuarea unor comparaţii între furnale este dificilă deoarece cantităţile măsurate pot fi puternic influenţate de pierderile de aer în reţea.

Stabilirea raţională a intensităţii de ardere a combustibilului şi determinarea corectă a cantităţii aerului care trebuie suflat în furnal prezintă o importanţă deosebită deoarece are influenţă asupra consumului specific de cocs. Dependenţa dintre intensitatea de ardere şi consumul specific de combustibil este de forma arătată în figura 1, definind trei regimuri de funcţionare; dintre acestea prezintă interes regimul ,,economic" (II), corespunzător consumului specific de cocs minim, şi regimul ,,forţat" (III), în care o dată cu mărirea intensităţii de ardere creşte şi consumul specific de cocs. Această creştere este cauzată de accentuarea neuniformităţii circulaţiei gazelor, de micşorarea duratei de trecere a încărcăturii şi a timpului în care minereurile se află în zona reducerilor indirecte, precum şi de apariţia deranjamentelor în coborîrea coloanei de materiale (mers greu şi agăţări).

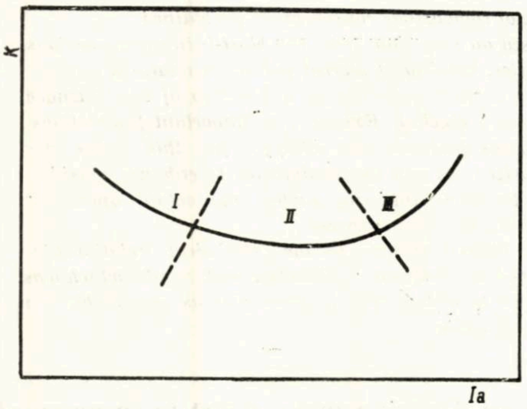


Fig. 1. Dependenţa dintre intensitatea de ardere I_a şi consumul specific de cocs K.

Conducerea procesului din furnal trebuie să se menţină în zona intensităţilor de ardere corespunzătoare regimului economic de funcţionare (II); trebuie să se asigure, de asemenea, condiţiile care pot contribui la deplasarea către dreapta a zonei II.

În general, valoarea economică a intensităţii de ardere depinde de factorii care influenţează circulaţia gazelor prin furnal (granulaţia şi rezistenţa cocsului şi a minereurilor, repartizarea acestora la încărcare şi în timpul coborîrii încărcăturii, cantitatea şi caracteristicile zgurei, mărimea zonei de ardere din creuzet, presiunea gazelor din furnal, gradul de deformare a profilului etc.), de cantitatea şi caracteristicile gazului reducător şi de reductibilitatea minereurilor.

Regimul economic de funcţionare trebuie să fie determinat experimental pentru fiecare furnal în parte, în condiţiile sale specifice de exploatare; totodată se poate determina şi ordinul de mărime a influenţei variaţiei unora dintre factorii enumeraţi mai sus, asupra cărora există posibilitatea să se acţioneze.

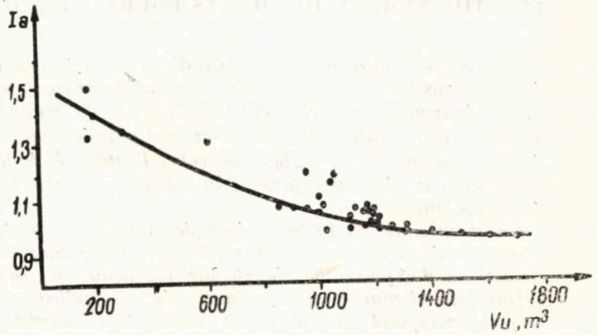


Fig. 2. Dependenţa dintre intensitatea de ardere şi volumul furnalului, după Leonidov [6].

Prezintă interes şi cunoaşterea influenţei pe care o are creşterea volumului furnalului asupra intensităţii de ardere, în vederea determinării productivităţii furnalelor de volume mari, care în ultimii ani cunosc o răspîndire tot mai mare datorită avantajelor economice pe care le prezintă.

În figura 2 se arată că intensitatea de ardere, exprimată în t cocs/m³·zi, scade cu creşterea volumului util; la întocmirea acestei diagrame au fost utilizate date de exploatare a furnalelor U.R.S.S. din perioada 1950–1957 [6]. Autorul explică scăderea intensităţii de ardere prin influenţa nefavorabilă a factorilor mecanici care determină coborîrea încărcăturii şi prin accentuarea neuniformităţii circulaţiei gazelor. Există însă şi păreri care nu sînt de acord cu principiul scăderii intensităţii de ardere la furnalele mari [7].

Sînt cunoscute, de asemenea, o serie de relaţii statistice care dau consumul posibil de cocs pe zi în funcţie de diametrul creuzetului (Rice, Thibaut, Voice, Peters, Petersen etc.); acestea se caracterizează printr-o evoluţie crescătoare, legată de îmbunătăţirea condiţiilor de funcţionare a furnalelor.

Dintre relaţiile menţionate mai prezintă interes în prezent relaţia Petersen [2], [3], stabilită pe baza rezultatelor destul de recente de la un număr mare de furnale, cu funcţionare intensă, în condiţii tehnologice bune. Această relaţie:

$$Q = 307\ (d - 3{,}15),\ \text{t cocs/zi}$$

dă consumul zilnic de cocs, în funcţie de diametrul creuzetului d, m.

Datele furnizate de relaţia Petersen pot fi comparate cu indicaţiile diagramei din figura 2 (Leonidov), cunoscînd relaţia statistică dintre volumul util şi diametrul creuzetului: $d = 0{,}52\ V_u^{0{,}45}$ [7]; amîndouă indică scăderea intensităţii de ardere cu creşterea volumului util.

În această lucrare se verifică valabilitatea relaţiilor stabilite de Leonidov şi Petersen, precum şi dependenţa dintre intensitatea de ardere şi mărimea furnalului, pe baza unui număr cît mai mare de date de exploatare.

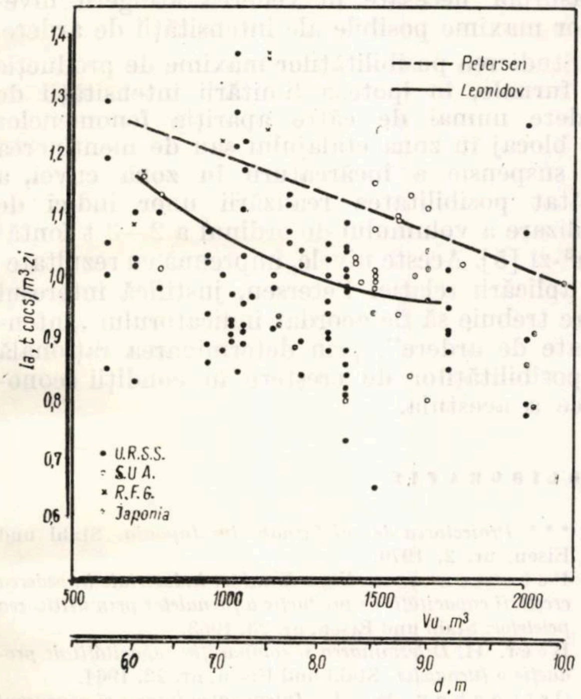


Fig. 3. Variaţia intensităţii de ardere raportată la volumul furnalului I_a la furnale de diferite mărimi.

Au fost folosite date medii anuale de la 89 furnale din U.R.S.S. [4] cu volumele variind între 600 şi 2 000 m³; de asemenea, date medii pe perioade mai scurte de la 41 furnale din diferite ţări (Japonia, R.F. a Germaniei, S.U.A., U.R.S.S. etc.) publicate recent [2], [3], [8], [9].

Pentru toate furnalele care consumă gaz metan sau păcură, intensitatea de ardere a fost recalculată pentru cocs, folosind coeficientul de înlocuire 0,9 (kg cocs/Nm³ gaz metan sau kg păcură). S-a adoptat acest coeficient, deşi este mic, din nevoia de a folosi o serie de date a căror recalculare nu era posibilă [4].

Cu datele menţionate au fost întocmite graficele din figurile 3 şi 4, în care sînt înscrise intensităţile de ardere realizate, în funcţie de volumul util şi diametrul creuzetului. În figura 3 intensitatea de ardere este raportată la volumul furnalului (I_a— t cocs/m³·zi), iar în figura 4 este raportată la secţiunea creuzetului (i_a kg cocs/m²·h); pe ambele grafice sînt trasate şi curbele corespunzînd lucrărilor menţionate mai sus ale lui Leonidov şi Petersen.

Din analiza valorilor maxime ce se realizează în prezent ale intensităţii de ardere raportată la volum (I_a) rezultă scăderea acestui indicator cu creşterea volumului. Este însă de observat că la fiecare grupă de furnale de aceeaşi mărime există variaţii largi ale valorilor indicatorului I_a, depinzînd de condiţiile de funcţionare locale; astfel la furnalele de 1 000—1 100 m³, I_a variază între 0,85 şi 1,37, la furnalele de 1 400—1 500 m³, între 0,65 şi 1,15, iar la furnalele de circa 1 700 m³, între 0,8 şi 1,11.

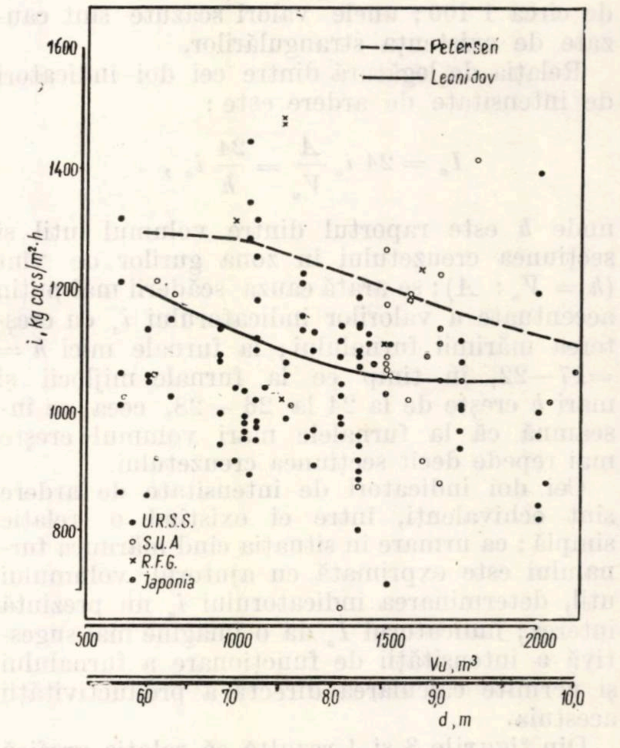


Fig. 4. Variaţia intensităţii de ardere, raportată la secţiunea creuzetului i_a, la furnale de diferite mărimi.

Între furnalele mari la care s-au obţinut rezultate deosebite se menţionează acela de 2000m³ de la Cerepoveţ (U.R.S.S.), funcţionînd cu peste 1,8 ats la gură, cu aglomerat ciuruit şi cu adaos de oxigen, furnalele Soc. Armco — Middletown (S.U.A.), de 1 670 m³, funcţionînd cu pelete, unele furnale japoneze, australiene şi din U.R.S.S. (Magnitogorsk, Kuzneţk), care funcţionează cu presiune ridicată şi încărcătură bine clasată.

La furnalele de mărime mijlocie sînt de menţionat valorile maxime (1,37), realizate de furnalele de 1 030—1 150 m³ de la Cerepoveţ şi Duisburg — Ruhrort (R. F. a Germaniei), care funcţionează cu încărcătură foarte bine clasată, cu presiune înaltă şi cu adaos de oxigen.

Sînt şi numeroase valori scăzute ale indicatorului I_a; acestea sînt datorite fie calităţii nesatisfăcătoare a materiilor prime (ca granulaţie şi conţinut de fier), fie existenţei unor strangulări cauzate de utilaje, insuficienţa aerului, dificultăţi în hala de turnare, la transporturi etc.

Din figura 4 rezultă că intensitatea de ardere raportată la secţiunea creuzetului (i_a) este mai puţin influenţată de creşterea mărimii furnalului; în general valorile realizate se situează între 1 000 şi 1 200 kg/m²·h, cu cîteva vîrfuri de circa 1 400; unele valori scăzute sînt cauzate de existenţa strangulărilor.

Relaţia de legătură dintre cei doi indicatori de intensitate de ardere este:

$$I_a = 24\, i_a \frac{A}{V_u} = \frac{24}{h} i_a ,$$

unde h este raportul dintre volumul util şi secţiunea creuzetului în zona gurilor de vînt ($h = V_u : A$); se arată cauza scăderii mai puţin accentuate a valorilor indicatorului i_a cu creşterea mărimii furnalului; la furnale mici $h = 17-22$, în timp ce la furnale mijlocii şi mari h creşte de la 24 la 26 — 28, ceea ce înseamnă că la furnalele mari volumul creşte mai repede decît secţiunea creuzetului.

Cei doi indicatori de intensitate de ardere sînt echivalenţi, între ei existînd o relaţie simplă; ca urmare în situaţia cînd mărimea furnalului este exprimată cu ajutorul volumului util, determinarea indicatorului i_a nu prezintă interes; indicatorul I_a dă o imagine mai sugestivă a intensităţii de funcţionare a furnalului şi permite calcularea directă a productivităţii acestuia.

Din figurile 3 şi 4 rezultă că relaţia grafică stabilită de Leonidov este în prezent depăşită de realizările unui număr mare de furnale, încît nu mai poate fi utilizată pentru evaluarea posibilităţilor actuale de utilizare a volumelor acestora. Relaţia Petersen este depăşită de realizările unui număr mic de furnale; aplicată în cazul unor furnale funcţionînd în condiţii mai puţin favorabile indică intensităţi de ardere sensibil mai mari decît acelea ce se realizează în prezent; avînd în vedere că la alcătuirea ei s-au folosit date de la furnale funcţionînd în condiţii foarte bune şi utilizînd tehnicile cele mai moderne, indicaţiile acestei relaţii reprezintă nivele posibile de realizat în cazul unor secţii de furnale moderne şi bine conduse.

Relaţia Petersen, exprimată în funcţie de volumul util iniţial, aşa cum este definit în R.S. România, se prezintă astfel:

$$I_a = 1{,}375 - 0{,}182 \frac{V_u}{1\,000} \text{ (t cocs /m}^3\cdot\text{zi)}$$

Aşa cum s-a mai arătat, un furnal condus corect trebuie să funcţioneze cu intensitatea de ardere „economică". Cu ocazia determinării experimentale a acesteia, se poate stabili şi ordinul de mărime a influenţei unora dintre factorii care permit creşterea ei; pe această bază se poate preciza ordinea de aplicare a măsurilor necesare în vederea atingerii nivelelor maxime posibile ale intensităţii de ardere.

Studierea posibilităţilor maxime de producţie la furnale, în ipoteza limitării intensităţii de ardere numai de către apariţia fenomenelor de blocaj în zona etalajului sau de menţinerea în suspensie a încărcăturii în zona cuvei, a arătat posibilitatea realizării unor indici de utilizare a volumului de ordinul a 2—3 t fontă/ /m³·zi [5]. Aceste nivele, împreună cu rezultatele aplicării relaţiei Petersen, justifică interesul care trebuie să fie acordat indicatorului „intensitate de ardere", prin determinarea raţională a posibilităţilor de creştere în condiţii economice a acestuia.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Proiectarea de noi furnale în Japonia.* Stahl und Eisen, nr. 2, 1970.

[2] Petersen ş. a. *Experimentări industriale în vederea creşterii capacităţii de producţie a furnalelor prin utilizarea peletelor.* Stahl und Eisen, nr. 23, 1963.

[3] Beer. H. *Determinarea şi comparaţia capacităţii de producţie a furnalelor.* Stahl und Eisen, nr. 22, 1964.

[4] Ostrouhov M. I. *Intensitatea topirii şi consumul specific de cocs la furnale de diferite volume.* Izvestia Vuzov. Ciornaia Metallurghia, nr. 2, 1966.

[5] Bogdandy L. V. ş. a. *Perspective de dezvoltare şi limitele furnalelor.* Stahl und Eisen, nr. 22, 1968.

[6] Arutiunov N. şi Leonidov N. *Progresul tehnic în siderurgia U. R. S. S.* Furnale, Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[7] Ramm A. N. *Spravocinic.* Furnale, vol. 2, Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[8] Warinski G. *Dezvoltarea producţiei de fontă în U. R. S. S. şi în Japonia.* C. D. S. — C. I. T., nr. 4 şi 5, 1967.

[9] *** *Impresii de la o vizită la uzina Cerepoveţ.* Stahl und Eisen, nr. 8, 1969,

Rezistenţa la oboseală a îmbinărilor sudate şi defectele

Fiz. N. CONSTANTINESCU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ 621.791.052.019 : 539.431

LA RÉSISTANCE À LA FATIGUE DES JOINTS SOUDÉS ET LEURS DÉFAUTS

L'utilisation des informations obtenues par le contrôle défectoscopique n'étant pas satisfaisante, à cause de la nonconnaissance de l'influence quantitative des défauts sur le comportement des pièces pendant l'exploitation, on tâche d'apprécier de combien diminue la résistance à la fatigue d'un joint soudé, lorsqu'il contient des défauts. Prenant comme point de départ l'analyse des facteurs qui participent au phénomène, on obtient une formule qui relie la résistance à la fatigue du joint soudé compact à la résistance à la fatigue du joint à défauts. On montre que cette dernière est en rapport avec les propriétés du matériel, avec le facteur de forme des défauts ainsi qu'avec la grandeur des défauts.

La vérification de la formule obtenue se fait en comparant les résistances à la fatigue de quelques essais propres, ainsi que sur un assez grand nombre d'essais effectués par d'autres chercheurs et qui ont été publiés dans la littérature. Les résultats des vérifications sont présentés sous forme de tableaux.

FATIGUE RESISTANCE OF WELDED JOINTS AND FLAWS

Since data obtained by defectoscopy do not offer satisfactory information regarding the quantitative influence of flaws upon working behaviour of parts, the paper tries to appreciate the extent to which fatigue resistance of a welded joint decreases when containing flaws. Starting from the analyse of factors taking part in the phenomenon, a formula is obtained which relates fatique resistance of a compact welded joint to fatigue resistance of a joint containing flaws. It is emphasized that the latter is related to the material's properties, to shape of flaws as well as to their size. The developed formula is checked-up by comparing fatigue resistance values obtained by means of the author's own tests and a fair number of tests performed and published by other scientists. Results of checking are tabulated.

Prezentul articol îşi propune să analizeze legătura dintre caracteristicile defectelor şi rezistenţa la oboseală a îmbinărilor sudate cap la cap prin topire.

Dat fiind complexitatea problemei se va presupune că o bară cu aria secţiunii A, în care se găsesc n defecte, este supusă la eforturi alternative.

La prima solicitare, în timp ce materialul care se găseşte la mare distanţă de defect este solicitat pe porţiunea de proporţionalitate a curbei lui Hooke, materialul din jurul defectului este puternic solicitat, în el producîndu-se deformaţii permanente. La descărcarea de sarcină, eforturile unitare, la distanţă mare de defect, trebuie să fie nule, iar în apropierea defectului fibrele care nu au deformaţii permanente vor tinde să aducă şi pe cele deformate la starea iniţială. Dacă sarcina îşi schimbă semnul, fibrele din jurul defectului vor fi solicitate în sens invers şi vor căpăta deformaţii permanente dar de semn invers primelor. Pe această cale se va produce o anumită frămîntare a materialului din jurul defectelor, frămîntare care în final va duce la ruperea piesei. Este clar că acest fenomen va fi maxim iar ruperea va începe acolo unde distribuţia eforturilor unitare are cel mai mare maxim. Deoarece viteza de propagare a ruperii este mare (Grifith), se va presupune că timpul pentru propagarea ruperii în toată secţiunea piesei este mai mic decît timpul necesar pentru ca în celelalte puncte ale piesei să apară condiţiile necesare apariţiei altei fisuri.

Din cele menţionate înseamnă că se ia în consideraţie numai nivelul eforturilor unitare la periferia defectului cel mai periculos.

Fenomenul descris se produce similar fenomenului de rupere a arborilor cu crestături, ceea ce sugerează introducerea, prin generalizare, a noţiunii de sensibilitate a materialului la concentrări de eforturi unitare conform definiţiei (1) [1]:

$$\eta = \frac{\dfrac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1k}} - 1}{\dfrac{\sigma_k}{\sigma} - 1}, \tag{1}$$

unde: σ_{-1k} este rezistenţa la oboseală a unei epruvete cu un concentrator de eforturi unitare;

σ_{-1} — rezistenţa la oboseală a unei epruvete fără concentrator de eforturi dar din acelaşi material;

η — o mărime adimensională, care pentru un material dat, în cazul arborilor cu crestături, rămîne constantă, constantă ce este legată de modulul de elasticitate [1]. Se presupune adevărată această propoziţie indiferent de forma concentratorului de eforturi unitare.

Matematic, legătura dintre efortul unitar într-un punct P oarecare $\sigma(P)$ şi efortul unitar la distanţă mare de defect $\sigma(\infty)$ se exprimă prin relaţia (2):

$$\sigma(P,\ F) = \alpha(P)\,\sigma(\infty,\ F), \tag{2}$$

unde F este sarcina aplicată epruvetei. Relaţia (2) arată că efortul unitar în punctul P este dat de distribuţia $\sigma(P)$, care este o caracteristică geometrică specifică defectului, înmulţită cu efortul unitar în punctul P, dacă nu ar exista defectul. Cu o astfel de interpretare, în cazul a două perforaţii formula (2) duce la expresia:

$$\sigma(P,\ F) = \alpha_1(P)\,\alpha_2(P)\,\sigma(\infty, F) \tag{3}$$

Generalizarea este imediată şi, în cazul a n defecte, există relaţia:

$$\sigma(P,\ F) = \sigma(\infty, F) \prod_{i=1}^{n} \alpha_i(P) \tag{4}$$

Relaţia (4) este valabilă în cazul epruvetei infinite.

Dacă epruveta este finită, este uşor de văzut că formula trebuie corectată cu un factor care să cuprindă suma ariilor defectelor.

Raţionamente simple duc la relaţia (5):

$$\sigma(P,\ F) = \sigma(\infty, F)\,\frac{\prod\limits_{i=1}^{n} \alpha_i(P)}{1 - \sum\limits_{i=1}^{n} \frac{a_i}{A}} \tag{5}$$

unde a_i este aria defectului i în secţiunea considerată, iar A, aria epruvetei. Deci concentraţia eforturilor unitare în punctul P, condiţionată de ansamblul defectelor (1, 2. .. n) este dată de:

$$\alpha(P) = \frac{\sigma(P, F)}{\sigma(\infty, F)} = \frac{\prod \alpha_i(P)}{1 - \Sigma \frac{a_i}{A}} \tag{6}$$

Introducînd (6) în (1) şi explicitînd pe σ_{-1k}, se obţine:

$$\sigma_{-1k} = \lim_{P \to P_1} \frac{\sigma_{-1}}{1 + \eta\left(\dfrac{\prod \alpha_i(P)}{1 - \Sigma \frac{a_i}{A}} - 1\right)}, \tag{7}$$

unde P_1 este punctul de la periferia defectului cel mai periculos.

Dacă se ţine seamă de faptul că rezistenţa la oboseală se calculează raportînd sarcina la întreaga arie a epruvetei şi se aduce corecţia corespunzătoare la formula (7), există relaţia:

$$\sigma_{-1k}\,ap = \lim_{P \to P_1} \frac{\sigma_{-1}\left(1 - \Sigma \frac{a_i}{A}\right)}{1 + \eta\left(\dfrac{\prod \alpha_i(P)}{1 - \Sigma \frac{a_i}{A}} - 1\right)} \tag{8}$$

Cînd P tinde către P_1, $\alpha_e(P)$ tinde către $\alpha_{\sigma l}$, cunoscutul coeficient de concentrare a eforturilor unitare, cînd defectul se găseşte în epruveta finită. În acest timp, toate celelalte $\alpha_i(P)$ tind către 1, toate defectele fiind distanţate de defectul cel mai periculos. Această distanţă, conform principiului lui Saint-Venant, trebuie să fie de circa 2 — 3 ori dimensiunea defectului. În aceste condiţii, formula (8) trece în:

$$\sigma_{-1kap} = \frac{\sigma_{-1k}\left(1 - \sum\limits_{i=1}^{n} \frac{a_i}{A}\right)}{1 + \eta\left(\dfrac{\alpha_{\sigma l}}{1 - \sum\limits_{i=1}^{n} \frac{a_i}{A}} - 1\right)} \tag{9}$$

Formula (9), deşi este valabilă numai cu condiţiile restrictive menţionate, fiind mai simplă, este mai uşor de manevrat, iar coeficienţii α_i se găsesc în literatură în timp ce funcţiile $\alpha_i(P)$ nu se găsesc în literatură decît pentru unele cazuri cu totul particulare.

Se observă că determinarea eforturilor unitare şi deci şi a coeficientului de concentrare a eforturilor unitare în jurul defectelor constituie o problemă tridimensională, iar rezolvarea sa, pornind de la ecuaţiile elasticităţii, este dificilă. De aceea se va căuta soluţia combinînd în mod judicios soluţiile a două probleme bidimensionale după cum se arată în continuare.

Se presupune că este de determinat distribuţia concentraţiei eforturilor unitare într-un solid ce are un defect şi este solicitat, aşa cum se arată în figura 1. Se împarte solidul în două şiruri de plăcuţe paralele între ele, plăcuţele primului şir A fiind perpendiculare pe ale celui de-al doilea şir B, iar intersecţia plăcuţelor fiind paralelă cu solicitarea.

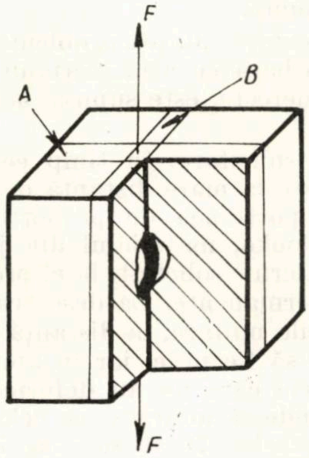


Fig. 1. Solid secţionat în şiruri perpendiculare de plăcuţe paralele.

Dacă plăcuţele sînt suficient de subţiri, în regiunea defectului ele vor apărea ca nişte foi perforate. În aceste condiţii, dacă o astfel de foaie este solicitată cu sarcina F, relaţia va fi:

$$F = \sigma_A(P)\,a_A = \sigma_A(P)\,\sigma_{A\infty}\,a_A, \tag{10}$$

unde prin F s-a notat solicitarea, prin $\sigma_A\ (P)$, efortul unitar într-o plăcuţă din şirul A, iar celelalte simboluri sînt evidente.

Pentru plăcuţele din şirul B relaţia similară va fi:

$$F = \sigma_B\,(P)\,a_B = \alpha_B\,(P)\,\sigma_{B\infty}\ a_B \tag{11}$$

Dacă ambele plăcuţe ar fi legate la capete şi solicitate cu forţa F, se obţine relaţia:

$$F = \sigma\,(P)\,a = \alpha\,(P)\,\sigma_\infty\ a \tag{12}$$

Împărţind relaţiile (10) şi (11) la $\alpha_A\ (P)$, respectiv la $\alpha_B\ (P)$, şi comparînd cu (13) împărţită la $\alpha\,(P)$ se obţine uşor

$$\frac{2}{\alpha(P)} = \frac{1}{\alpha_A(P)} + \frac{1}{\alpha_B(P)} \tag{13}$$

deoarece:

$$a\sigma_\infty = a_A\sigma_{A\infty} = a_B\ \sigma_{B\infty} \tag{14}$$

Întrucît în solidul considerat plăcuţele nu se pot deplasa liber, între ele va exista o interacţiune care este descrisă cu ajutorul coeficientului K şi se scrie formula (13) astfel:

$$\frac{K}{\alpha\,(P)} = \frac{1}{\alpha_A(P)} + \frac{1}{\alpha_B(P)} \tag{15}$$

Dacă defectul creşte în direcţia normală la plăcuţele din şirul A, de exemplu, solidul devine o placă perforată în care $\alpha\,(P)$ are valoarea $\alpha_A\ (P)$, iar $\alpha_B\ (P)$ tinde spre infinit; reiese pentru K valoarea 1.

Relaţia (15) va fi valabilă, desigur, şi pentru coeficienţii de concentrare a eforturilor unitare ca un caz particular.

În continuare se presupune că defectele au formă elipsoidală. O astfel de aproximare este justificată de faptul că elipsoidul permite să se ţină seamă de cele trei dimensiuni ale defectelor. În aceste condiţii

$$\alpha_A = l + 2\frac{h}{g} \qquad \alpha_B = l + 2\frac{l}{g},$$

unde g este dimensiunea defectului pe direcţia solicitării, iar l şi h, dimensiunile defectelor pe două direcţii perpendiculare pe solicitare [2].

O dată lămurite cele de mai sus, se aplică formula (9) cu condiţia determinării experimentale a coeficientului de sensibilitate a materialului la concentrări de eforturi unitare η. Pornind de la formula de definiţie (1), cu ajutorul a două serii de epruvete: o serie de epruvete compacte şi o serie de epruvete cu o perforaţie al cărei coeficient de concentrare a eforturilor unitare este cunoscut, se poate determina coeficientul η.

Se ştie că împrăştierea rezistenţei la oboseală este destul de mare şi, de aceea, ea trebuie să se bucure de o atenţie deosebită. Împrăştierea mare în acest caz nu este dată de imprecizia metodelor de măsurare, ci este condiţionată de neomogenitatea materialului şi, de aceea, împrăştierea rezultatelor constituie o parte integrantă a problemei.

Propagarea împrăştierii prin formula (9) se determină calculînd împrăştierea relativă. Logaritmînd formula (9), diferenţiind-o, trecînd la diferenţe finite şi pozitivînd toţi termenii:

$$\frac{\Delta\ \sigma_{-1kap}}{\sigma_{-1kap}} = \frac{\Delta\ \sigma_{-1}}{\sigma_{-1}} + \frac{\Delta \sum \frac{a_i}{A}}{\sum \frac{a_i}{A}} + \frac{1}{1 + \eta\left(\frac{\alpha_{\sigma l}}{1 - \sum \frac{a_i}{A}} - 1\right)}\left[\Delta\eta + \frac{\Delta\ \alpha_{\sigma l}}{1 - \sum\frac{a_i}{A}} + \frac{\alpha_{\sigma e}\,\Delta \sum \frac{a_i}{A}}{1 - \sum \frac{a_i}{A}}\right] \tag{17}$$

$\frac{\Delta\,\sigma_{-1}}{\sigma_{-1}}$ este de ordinul 0,05.

$\Delta\ \eta$ se determină calculînd împrăştierea relativă, pornind de la relaţia de definiţie, analog cu împrăştierea lui σ_{-1kap}.

Presupunînd că împrăştierea rezistenţei la oboseală a epruvetelor cu concentrator de eforturi unitare este egală, în primă aproximaţie, cu împrăştierea rezistenţei epruvetelor fără concentrator de eforturi unitare şi ţinînd seamă că α_i se determină prin calcul, deci nu are împrăştiere, se obţine:

$$\frac{\Delta\eta}{\eta} = \frac{2\,\Delta\,\sigma_{-1}}{|\sigma_{-1k} - \sigma_{-1}|} \tag{18}$$

Experienţa arată că $2\Delta\sigma_{-1}$ este de acelaşi ordin de mărime cu $|\sigma_{-1k} - \sigma_{-1}|$ şi, în consecinţă, împrăştierea lui η este de 100 %.

Dacă se mai observă că:

$$\frac{1}{1 + \eta\left(\frac{\alpha_{\sigma l}}{1 - \Sigma \frac{a_i}{A}} - 1\right)} \approx 1 \text{ şi } 1 - \sum \frac{a_i}{A} \approx 1 \tag{19}$$

se ajunge la concluzia că:

$$\frac{\Delta\ \sigma_{-1kap}}{\sigma_{-1kap}} \approx 10\,\% \tag{20}$$

Verificarea experimentală

Verificarea experimentală a formulelor obţinute s-a efectuat pe îmbinări sudate electric cap la cap, prin topire. Epruvetele au fost confecţionate din tablă de OL 38 cu compoziţia chimică:

0,14 %C; 0,39 % Mn; 0,01 % Si; 0,015 % S; 0,022 % P şi cu rezistenţa de rupere $\sigma_r = 30{,}2$ kg/mm² şi limita de curgere $\sigma_c = 21{,}8$ kg/mm².

Îmbinarea s-a realizat cu electrozi marca EL 44T, obţinîndu-se un material de aport cu rezistenţa la rupere $\sigma_r = 52{,}6$ kg/mm² şi compoziţia chimică: 0,21 % C; 0,50 % Mn; 0,19 % Si; 0,015 %S ; 0,045 % P.

Epruvetele au fost confecţionate conform figurii 2.

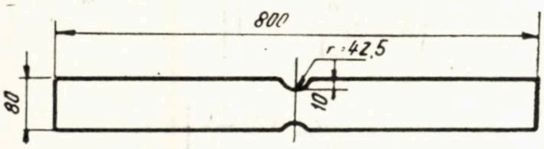


Fig. 2. Epruvetă pentru determinarea rezistenţei la oboseală.

Cu ajutorul a două serii de cîte 5 epruvete, prima serie avînd forma din figura 2, iar a doua serie, cea din figura 3, s-a determinat coeficientul de sensibilitate a materialului de aport la concentrări de eforturi unitare, măsurînd, prin metoda Locati, rezistenţa la oboseală pulsatorie cu ciclu asimetric. Prima serie de epruvete a dat valoarea:

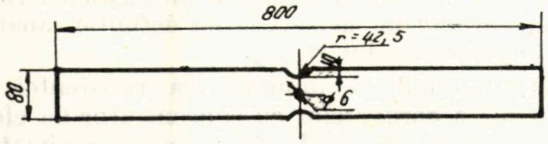


Fig. 3. Epruvetă pentru determinarea coeficientului de sensibilitate la concentrări de eforturi unitare.

$$\sigma_{1/9} = (21{,}1 \pm 0{,}5),\ \text{kg/mm}^2 \qquad (21)$$

seria de epruvete cu găuri a dus la valoarea

$$\sigma_{1/9_k} = (19{,}9 \pm 0{,}8),\ \text{kg/mm}^2 \qquad (22)$$

Introducînd valorile (21) şi (22) în formula (1) şi ţinînd seamă că în acest caz $\alpha_\sigma = 3{,}14$, se obţine, pentru η, valoarea:

$$\eta = 0{,}028$$

Deoarece împrăştierea lui η este de 100 %, cum s-a arătat mai sus, pentru el se va adopta valoarea rotunjită $\eta = 0{,}03$.

O altă serie de epruvete, identice cu cele din figura 4 şi realizate în aceleaşi condiţii, dar care aveau defecte naturale, puse în evidenţă prin radiografiere, au fost supuse la oboseală prin tracţiune repetată.

În tabela 1 se dau datele referitoare la aceste probe unde dimensiunile defectelor *h*, *g* şi *l* s-au apreciat pe radiografie.

Din comparaţia valorilor rezistenţei calculate cu valorile rezistenţei măsurate se observă o bună concordanţă. Datele din tabela 1 pentru $\Delta\sigma_{1/9}$ arată că în general împrăştierea rezultatelor este mai mică decît cea rezultată din calcul dar se încadrează în ea, cu excepţia a două valori, epruvetele 17 şi 8, la care se aştepta o valoare mai mică pentru rezistenţa la oboseală. Trebuie menţionat că în acest caz împrăştierea aşteptată a fost depăşită, însă această depăşire s-a făcut în sensul asigurării unei mai mari siguranţe pentru construcţie.

O verificare mai amplă a formulelor deduse şi concluziilor obţinute s-a făcut pe baza datelor publicate în doc. IIS V336–66/OF prezentat de delegaţia belgiană la Congresul IIS de la Delft [4]. În acest document sînt date toate datele necesare pentru calcularea rezistenţei la oboseală a îmbinărilor sudate cu lipsă de

Tabela 1

Simbol probă	Datele defectelor					$\sigma_{1/9}$ calculat, kgf/mm²	$\sigma_{1/9}$ măsurat, kgf/mm²	$\Delta\sigma_{1/9}$, kg/mm²		Defecte
	g, mm	*h*, mm	*l*, mm	$1 - \Sigma\frac{a_i}{A}$	α_1			obs.	admis	
39	2	2,3	7	0,980	2,6	19,7	18,4	+1,3	1,8	o nepătrundere
38	2	1,1	6,8	0,990	1,7	20,4	21,3	−1,3	2,1	o nepătrundere
14	0,8	2	7	0,980	4,5	18,7	18,0	+0,7	1,8	o nepătrundere
36	1	4	8	0,970	5,3	18,1	19,1	−0,1	1,9	o incluziune zgură
17	1,5	3	4	0,983	2,6	19,8	23,0	−3,2	2,3	o incluziune zgură şi 3 pori
16	3	1,5	6	0,988	1,4	20,6	20,6	0	2,1	o incluziune zgură
15	1,7	4	2	0,992	2,1	20,3	20,2	0,1	2,0	o incluziune zgură
27	0,5	0,5	2,5	0,998	3,4	19,6	18,8	+0,8	2,0	o incluziune zgură
35	2	2	2	0,994	1,5	20,7	20,8	−0,1	2,1	un por
10	1,5	3	1,5	0,990	1,9	20,3	18,4	+1,9	2	13 pori
5	1	1,5	2,0	0,985	2,2	20,00	18,6	+1,4	2	14 pori
7	1	1	1,5	0,998	1,7	20,6	21,4	0,8	2,1	4 pori
8	1	1	1,5	0,995	1,7	20,5	23,7	3,2	2	13 pori

* Datele defectelor s-au apreciat pe radiografie.

Tabela 2

Datele defectelor				$\sigma_{-1}kap$ calculat, kgf/mm^2	$\sigma_{-1}kap$ măsurat, kgf/mm^2	$\pm \Delta\sigma_{-1}kap$, kgf/mm^2	
h, mm	l, mm	$1 - \frac{a}{A}$	α_1			măsurat	calculat
5,9	18	0,953	5,05	15,7	16	−0,3	1,6
4	22,2	0,970	4,10	16,4	16,4	0	1,6
5,5	22,2	0,963	5,10	15,9	16,4	−0,5	1,6
4,8	20,6	0,959	4,50	16,2	16,5	−0,3	1,6
5,8	21,5	0,962	5,20	15,8	16,6	−0,8	1,6
3,6	22,5	0,979	3,10	17,1	16,9	+0,2	1,7
5	21,2	0,969	4,90	16,1	17	−0,9	1,6
4,8	22,8	0,961	4,70	16,0	17,1	−1,1	1,6
4,2	21,1	0,976	4,20	16,5	17,1	−0,6	1,7
5,9	5	0,980	3,80	16,8	17,1	−0,3	1,7
2,8	21,1	0,976	3,20	17,0	17,2	−0,2	1,7
1,1	6,6	0,976	1,60	17,8	17,3	+0,5	1,8
4,9	11,2	0,983	4	16,7	17,5	−0,7	1,7
6,1	12,5	0,979	4,7	16,4	17,7	−1,3	1,6
2,6	20,4	0,981	3,1	17,1	17,7	−0,6	1,7
3,1	7	0,992	2,6	17,6	17,8	−0,2	1,8
3,8	11,3	0,986	3,4	16,9	17,9	−1,0	1,7
5,3	10,9	0,981	4,2	16,6	18,0	−1,4	1,7
3,2	10,8	0,991	3,8	17,0	18,0	−1,0	1,7
3,2	19,8	0,982	4	16,7	18,0	−1,3	1,7
5,5	12,3	0,982	4,4	16,6	18,0	−1,4	1,7
2,3	7	0,987	1,7	18,0	18,0	0	1,8
1,1	6,8	0,982	3,3	17,1	18,1	−1	1,7
4,8	6,7	0,987	3,1	17,3	18,1	−0,8	1,7
5,5	10,4	0,981	4,1	16,2	18,1	−1,9	1,6
1	10,4	0,993	1,7	18,1	18,2	−0,1	1,8
3,5	11,2	0,978	3,3	17,0	18,2	−1,2	1,7
1,1	9,6	0,993	1,8	17,9	18,4	−0,5	1,8
0,9	5,6	0,996	1,7	18,1	18,4	−0,3	1,8
0,8	1,7	0,992	1,6	18,1	18,4	−0,3	1,8
2,6	6,8	0,993	2,2	17,8	18,6	−0,8	1,8
4,6	7	0,991	3,3	17,2	18,7	−1,5	1,7
3,2	7,1	0,996	2,8	17,6	18,9	1,3	1,7
3,8	5,7	0,992	2,8	17,5	19,2	−1,7	1,7
1	4,2	0,998	1,4	18,3	19,7	−1,4	1,8
0,7	20,8	0,994	1,5	18,2	20,0	−1,8	1,7
4,1	6,2	0,990	2,8	17,4	20,4	−3,0	1,7
3,1	9,3	0,995	1,9	18,0	21,9	−3,9	1,8

pătrundere. Ţinînd seamă de compoziţia chimică şi proprietăţile mecanice ale materialului întrebuinţat de cercetătorii belgieni, s-a apreciat că valorile coeficientului de sensibilitate la concentratorii de eforturi unitare este $\eta = 0{,}03$. Cu datele din studiul amintit [4] s-a întocmit tabela 2. În cazul tuturor epruvetelor $g = 2$ mm.

Tabela 2 confirmă tot aşa de bine valabilitatea formulelor prezentate în articol, cît şi concluziile trase.

Concluzii

Formula (9) dedusă, ţinînd seamă de fenomenele care participă la rupere prin oboseală, aplicată la un număr de 51 cazuri, a dus la rezultate în deplină concordanţă cu datele experimentale, ceea ce constituie o verificare suficient de bună a ipotezelor făcute.

Formulele (8) şi (9) arată că încercarea de a construi diagrame care să cuprindă numai parametrii defectelor conţinute în epruvete nu poate să ducă la rezultate concludente deoarece intervin mai mulţi parametri, unii dintre ei variind în salturi (coeficienţii α_σ).

Pentru a se putea compara rezultatele obţinute de diverşi cercetători trebuie să se ia în consideraţie materialele pe care s-au făcut cercetările.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cazaud R. *La fatigue des métaux*. Paris, 1959, p. 574

[2] Savin G. N. *Conţentraţiia napriajenii ocolo otverstii* G. I. T. T. L., Moscova, 1951.

[3] Newman R. P. şi Gurney T. R. *Fatigue tests on ½ in Thick transverse butt wellds containing slag inclusions*. 1 st. interim report. Brit. Welld. Journ. 1964, p. 341 — 352.

[4] I. I. S. doc. V. 336-66/OF. *Essais de fatigue sur soudures bout à bout transversales contenant des manques de penetration*. Bruxelles, 1966.

[5] Weibull W. *Fatigue testing and analysis of results*. Ed. Pergamon Press, 1961.

[6] Gurney T. R. *Exploratory fatigue tests on fillet welded specimens subjected to prior oberloading*. Brit. Welld. Journ., vol. 10, nr. 10, octombrie 1963, p. 526 — 529.

[7] Angres Ian. IIS doc. I-307-66/OF. Contribution de la Délégation Polonaise au Coloque de la Commision V a Delfy. *Tentative d'une conception matématique de l'influence des défauts sur la résistance des constructions soudées*

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Metoda de calcul al sistemului de calibrare cutie în succesiunea dreptunghi-dreptunghi-pătrat de refulare

Dr. ing. **M. ADRIAN** și ing. **A. R. UNGUREANU**
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu – Dej" – București

CZ 621.771.073.8

Sistemul de calibrare cutie poate realiza laminarea într-una din variantele de succesiune cunoscute și anume :

— dreptunghi-pătrat de refulare ;

— dreptunghi-dreptunghi-pătrat de refulare ;

— dreptunghi-dreptunghi-dreptunghi de refulare — pătrat de refulare.

În prezenta lucrare se propune pentru varianta dreptunghi-dreptunghi-pătrat de refulare o metodă de calibrare reprezentînd o adaptare a principiului modern de calibrare, utilizat pentru majoritatea sistemelor de calibrare, folosind coeficienții $K_{\Delta b}$, care leagă reducerile de secțiune între ele, determinați pe baza sistematizării unor măsurări pentru o serie de calibrări verificate. În mod suplimentar se recomandă ca suma reducerile absolute pe înălțime în calibrele dreptunghiulare să fie egală cu reducerea pe înălțime în calibrul pătrat. De asemenea, pentru considerente de uniformitate a deformațiilor se propune ca în calibrele dreptunghiulare, reducerile absolute pe înălțime să fie aproximativ egale.

În prezenta lucrare se vor utiliza următoarele notații principale (fig. 1) :

— a_{3n} S_{3n} — latura, respectiv secțiunea calibrului pătrat cu secțiunea mare :

$$a_{3n}^2 = S_{3n} \qquad (1)$$

— a_{3n+3}, S_{3n+3} — latura, respectiv secțiunea calibrului pătrat cu secțiunea mică :

$$a_{3n+3}^2 = S_{3n+3} \qquad (2)$$

— h_{3n+1}, b_{3n+1}, S_{3n+1} — înălțimea, lățimea și secțiunea primului calibru dreptunghiular :

$$h_{3n+1} \cdot b_{3n+1} = S_{3n+1} \qquad (3)$$

— h_{3n+2}, b_{3n+2}, S_{3n+2} — înălțimea, lățimea și secțiunea celui de-al doilea calibru dreptunghiular :

$$h_{3n+2} \cdot b_{3n+2} = S_{3n+2} \qquad (4)$$

— Δh_{3n+1}, Δb_{3n+1} — reducerea absolută, respectiv lățirea absolută de la calibrul pătrat mare la primul calibru dreptunghiular :

$$\Delta b_{3n+1} = k \cdot \Delta h_{3n+1} \qquad (5)$$

unde k este factorul de lățire al lui L. Geuze, corectat de Vinogradov [1] și are valori cuprinse între 0,08 și 0,48.

— Δh_{3n+2}, Δb_{3n+2} — reducerea absolută, respectiv lățirea absolută de la primul calibru dreptunghiular la al doilea calibru dreptunghiular :

$$\Delta b_{3n+2} = k \cdot \Delta h_{3n+2} \qquad (6)$$

— Δh_{3n+3}, Δb_{3n+3} — reducerea absolută, respectiv lățirea absolută de la al doilea calibru dreptunghiular la calibrul pătrat de secțiune mică :

$$\Delta b_{3n+3} = k \cdot \Delta h_{3n+3} \qquad (7)$$

λ_{3n+1}, λ_{3n+2}, λ_{3n+3} — coeficienții de alungire (reducerile de secțiune) succesivi, definiți prin relațiile :

$$\lambda_{3n+1} = \frac{S_{3n}}{S_{3n+1}} = \frac{a_{3n}^2}{h_{3n+1} \cdot b_{3n+1}} \qquad (8)$$

$$\lambda_{3n+2} = \frac{S_{3n+1}}{S_{3n+2}} = \frac{h_{3n+1} \cdot b_{3n+1}}{h_{3n+2} \cdot b_{3n+2}} \qquad (9)$$

$$\lambda_{3n+3} = \frac{S_{3n+2}}{S_{3n+3}} = \frac{h_{3n+2} \cdot b_{3n+2}}{a_{3n+3}^2} \qquad (10)$$

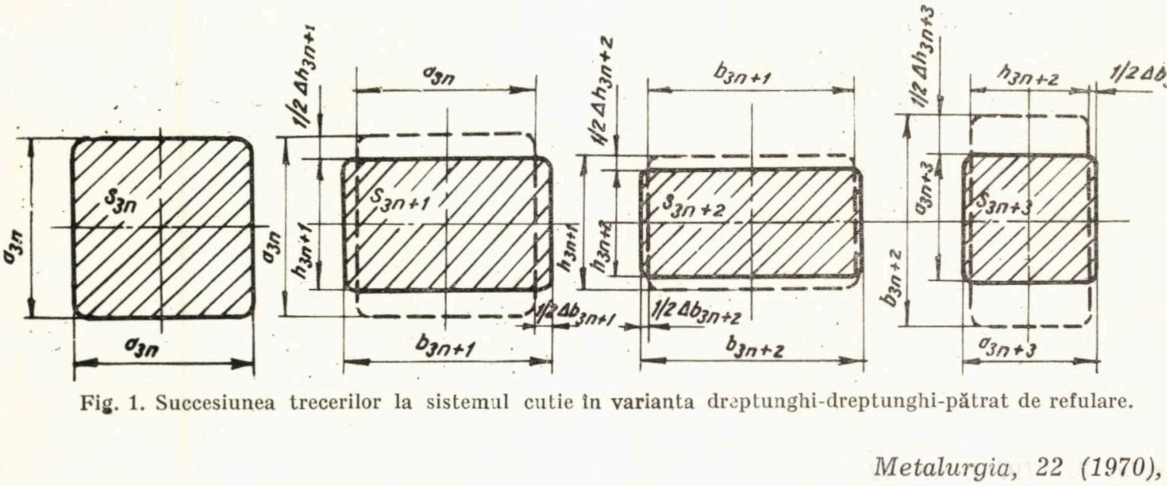


Fig. 1. Succesiunea trecerilor la sistemul cutie în varianta dreptunghi-dreptunghi-pătrat de refulare.

Pe de altă parte :

$$\prod_{i=1}^{3} \lambda_{3n+i} = \lambda_{pn+1} = \frac{S_{3n}}{S_{3n+3}} = \left(\frac{a_{3n}}{a_{3n+3}}\right)^2 \quad (11)$$

în care :

λ_{pn+1} reprezintă coeficientul de alungire de la calibrul pătrat de secţiune mare la calibrul pătrat de secţiune mică.

Desfăşurarea calculelor de dimensionare a calibrelor, în ordinea efectuării lor, este următoarea :

— Determinarea reducerilor absolute pe înălţime maxime admisibile Δh_{max_a} din condiţiile puse de :

a) — plasticitatea oţelului ce se laminează ; aprecierea se face pe baza datelor din literatura de specialitate asupra comportării la deformarea plastică la cald sau pe baza studierii experimentale a plasticităţii oţelului, respectiv folosind una din metodele de largă utilizare ; exprimarea lui Δh_{max_a} se va face funcţie de modul de apreciere a plasticităţii oţelului în cadrul metodei folosite.

b) — condiţiile de prindere ; în acest caz :

$$\Delta h_{max_a} = D_l\,(1 - \cos \alpha_{p\,max}),\ \text{mm} \quad (12)$$

unde :

D_l este diametrul de lucru al cilindrului, mm, şi se calculează cu relaţia :

$$D_l = D_n - h_k \quad (13)$$

în care :

D_n este diametrul nominal al cilindrului, mm ;
h_k — adîncimea totală a calibrului, mm.

$\alpha_{p\,max}$ este unghiul maxim de prindere stabilit fie pe baza recomandărilor din literatura de specialitate funcţie de tipul laminorului şi de dimensiunea, forma şi caracteristicile calibrelor folosite, fie pe baza relaţiei :

$$\alpha_{p\,max} = \text{arc tg}\, f,\ \text{grade} \quad (14)$$

unde :

f reprezintă coeficientul de frecare la laminarea la cald ce se poate calcula, de exemplu, cu formula lui Ekelund corectată :

$$f = k_1 k_2\,(1{,}05 - 0{,}0005\ t) \quad (15)$$

în care :

t este temperatura de laminare, °C ;

k_1 — coeficient, funcţie de calitatea cilindrilor de laminare ; k_1 este 1,0 pentru cilindrii din oţel şi 0,8 pentru cilindrii din fontă ;

k_2 — coeficient funcţie de viteza de laminare ; k_2 are valori cuprinse între 1,0 şi 0,5 pentru variaţia vitezei pînă la 10 m/s.

c) — rezistenţa cilindrilor de laminare :

$$\Delta h_{max\,a} = \left(\frac{P_{max}}{p_m\,b_m}\right)^2 \cdot \frac{2}{D_l},\ \text{mm} \quad (16)$$

în care :

P_{max} este forţa maximă admisibilă în calibrul considerat, kgf, care se calculează cu relaţia :

$$P_{max} = \frac{0{,}1\,D_l^3\,\sigma_{al}}{c\left(1 - \frac{c}{L+l}\right) - \frac{b_k}{8}},\ \text{kgf} \quad (17)$$

unde :

σ_{al} este rezistenţa admisibilă la încovoiere a materialului cilindrului de laminare, kgf/mm² ;
c — poziţia forţei P_{max} în raport cu suportul reacţiei din fusul din stînga al cilindrului de laminare, mm ;
L — lungimea tăbliei cilindrului de laminare, mm ;
l — lungimea fusului cilindrului de laminare, mm ;
b_k — lăţimea calibrului, considerată la baza mică, mm.

Celelalte mărimi sînt :

p_m — presiunea specifică medie la laminare, kgf/mm² ;
b_m — lăţimea medie a laminatului, mm.

d) — puterea motorului acţionării principale :

$$\Delta h_{max\,a} = \frac{M_{def\,max}}{p_m\,b_m} \cdot \frac{2}{D_l},\ \text{mm} \quad (18)$$

în care :

$M_{def\,max}$ este momentul maxim de deformare ce se poate calcula cu relaţia :

$$M_{def\,max} = 2P_{max}\,\psi\,l_c,\ \text{kgf/cm} \quad (19)$$

unde :

l_c este braţul forţei P_{max} în raport cu axul cilindrului ;

$\psi \approx 0{,}5$ la laminarea la cald, iar $l_c \approx \sqrt{R_l \Delta h_{max\,a}}$ (20) este proiecţia orizontală a arcului de contact, mm, calculată cu raza de lucru a cilindrului de laminare R_l, mm, şi cu reducerea maximă admisibilă din condiţiile de rezistenţă a cilindrilor (paragraful 1 *c*).

$M_{def\,max}$ se mai poate aprecia astfel :

$$M_{def\,max} = M_{max\,motor} - \Sigma M_p,\ \text{kgf}\cdot\text{cm} \quad (21)$$

în care :

$M_{max\,motor}$ este momentul maxim transmis de motor, kgf·cm ;
ΣM_p — suma momentelor consumate pentru mersul în gol, în frecările din transmisie şi din lagărele cilindrilor, kgf·cm.

Determinarea numărului de treceri dintre secţiunea semifabricatului iniţial S_0 şi secţiunea laminatului final S_n se face cu relaţia cunoscută :

$$n = \frac{\lg S_0 - \lg S_n}{\lg \lambda_m} \qquad (22)$$

în care :

λ_m este coeficientul mediu de alungire pe trecere, pentru care se recomandă valori în limitele 1,10–1,16. Se observă că valorile pentru λ_m se încadrează în limitele impuse de sistemul de calibre cutie în general ; limita inferioară este mai coborîtă, dat fiind faptul că varianta studiată poate fi aplicată şi oţelurilor ce pretind un regim de reduceri mai puţin intens.

Dacă se urmăreşte ca S_n să fie o secţiune pătrată, atunci n trebuie să fie multiplu de 3 ; dacă se urmăreşte obţinerea unei secţiuni dreptunghiulare este recomandabil ca n să fie egal cu :

$$n = 3K + 1$$

unde :

K este un număr natural ($K = 1, 2 \ldots$).

Determinarea coeficienţilor de alungire dintre secţiunile pătrate λ_{pn+1} se face stabilind în prealabil valoarea medie a acestora, care este :

$$\lambda_{pm} \approx \lambda_m^3 \qquad (23)$$

Se adoptă valorile efective ale coeficienţilor λ_{pn+1} (unde $n = 0, 1, \ldots \frac{n}{3} - 1$). În acelaşi scop se poate folosi diagrama din figura 2, care dă valorile coeficienţilor de alungire λ_{pn+1}, funcţie de latura pătratului a_{3n}.

În ambele situaţii trebuie să fie îndeplinită condiţia :

$$\prod_{n=0}^{\frac{n}{3}-1} \lambda_{pn+1} = \lambda_{total} = \frac{S_0}{S_n} \qquad (24)$$

Determinarea dimensiunilor calibrelor de secţiune pătrată se face astfel :

Pe baza coeficienţilor λ_{pn+1} se calculează succesiv ariile şi laturile secţiunilor pătrate :

$$S_{3n+3} = \frac{S_{3n}}{\lambda_{pn+1}} \qquad (25)$$

şi

$$a_{3n+3} = \frac{a_{3n}}{\lambda_{ln+1}} \qquad (26)$$

unde :

$$\lambda_{ln+1} = \sqrt{\lambda_{pn+1}} \qquad (27)$$

sau poate fi găsit pe diagrama din figura 2.

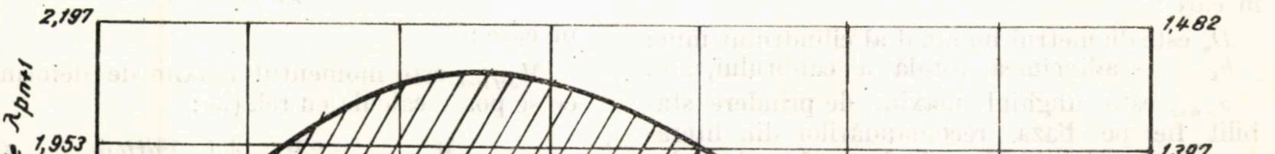


Fig. 2. Valorile coeficientului de alungire între pătrate λ_{pn+1} funcţie de latura pătratului a_{3n}.

---

* Diagrama a fost construită de autori pe baza prelucrării unui însemnat număr de calibrări existente în uzinele din ţară.

Determinarea coeficientului $K_{\Delta b_{n+1}}$:

$K_{\Delta b_{n+1}}$ reprezintă raportul reducerilor de secțiune pentru sistemul de calibrare studiat, considerînd că laminarea se face cu lățire liberă; în cazul de față se definește cu relația:

$$K_{\Delta b_{n+1}} = \frac{\lambda_{3n+1} \cdot \lambda_{3n+2}}{\lambda_{3n+3}} \qquad (28)$$

sau altfel scris:

$$K_{\Delta b_{n+1}} = \frac{\dfrac{S_{3n}}{S_{3n+1}} \cdot \dfrac{S_{3n+1}}{S_{3n+2}}}{\dfrac{S_{3n+2}}{S_{3n+3}}} = \frac{S_{3n} \cdot S_{3n+3}}{S^2_{3n+2}} \qquad (28')$$

Ca și pentru celelalte variante ale sistemului de calibrare cutie, coeficientul $K_{\Delta b n+1}$ se determină folosind diagrama lui Bahtinov [2], stabilită pentru o serie de calibre care au dat rezultate practice bune, funcție de raportul laturilor a două secțiuni pătrate succesive $\frac{a_{3n}}{a_{3n+3}}$, funcție de diametrul de lucru al cilindrilor de laminare D_l, de coeficientul de frecare f și de latura pătratului cu secțiune mare a_{3n}. Această diagramă este reprodusă în figura 3 cu notațiile adaptate variantei studiate.

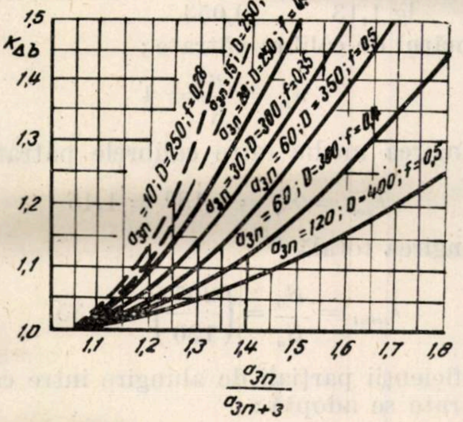


Fig. 3. Valorile factorului de lățire $K\Delta_b$ funcție de raportul $\frac{a_{3n}}{a_{3n+3}}$ de D și de f (după Bahtinov).

Dacă raportul $\frac{a_{3n}}{a_{3n+3}} < 1{,}2$ se poate lua cu aproximație $K_{\Delta b_{n+1}} = 1$ [2].

— Determinarea reducerilor pe înălțime absolute totale între două secțiuni pătrate succesive $\Delta h_{3n...3n+3}$, și parțiale Δh_{3n+1}, Δh_{3n+2}, Δh_{3n+3}:

$$: \Delta h_{3n...3n+3} = \Delta h_{3n+1} + \Delta h_{3n+2} + \Delta h_{3n+3} \qquad (29)$$

Din considerentele prezentate la începutul lucrării referitor la metoda de calibrare propusă, care sînt însușite și de alți autori [2], [3], rezultă:

$$\Delta h_{3n+1} + \Delta h_{3n+2} = \Delta h_{3n+3} \qquad (30)$$

și

$$\Delta h_{3n+1} \approx \Delta h_{3n+2} \qquad (31)$$

Se știe că:

$$\Delta h_{3n..3n+3} = 2\,(1 + k)\,(a_{3n} - a_{3n+3}) \qquad (32)$$

unde pentru factorul de lățire k se adoptă o valoare medie: $k = 0{,}2$.

Rezultă:

$$\Delta h_{3n...3n+3} = 2{,}4\,(a_{3n} - a_{3n+3}) \qquad (33)$$

iar

$$\Delta h_{3n+3} = \frac{1}{2}\Delta h_{3n..3n+3} = 1{,}2\,(a_{3n} - a_{3n+3}) \qquad (34)$$

și

$$\Delta h_{3n+1} = \Delta h_{3n+2} = 0{,}6\,(a_{3n} - a_{3n+3}) \qquad (35)$$

Determinarea ariilor și laturilor secțiunilor dreptunghiulare intermediare de rangul al doilea.

Calculul ariei S_{3n+2} se face folosind relația (28'), sub forma:

$$S_{3n+2} = \sqrt{\frac{S_{3n} \cdot S_{3n+3}}{K_{\Delta b_{n+1}}}} = \frac{a_{3n} \cdot a_{3n+3}}{\sqrt{K_{\Delta b_{n+1}}}} \qquad (28'')$$

Dimensiunile laturilor sînt:

— lățimea: $b_{3n+2} = a_{3n+3} + \Delta h_{3n+3}$; (36)

pe baza relației (34) rezultă:

$$b_{3n+2} = 1{,}2\,a_{3n} - 0{,}2\,a_{3n+3} \qquad (37)$$

— înălțimea h_{3n} rezultă din relația (4):

$$h_{3n+2} = \frac{S_{3n+2}}{b_{3n+2}} \qquad (4')$$

care se verifică cu relația:

$$h_{3n+2} = a_{3n+3} - k\Delta h_{3n+3} \qquad (38)$$

Determinarea ariilor și laturilor secțiunilor dreptunghiulare intermediare de rangul întîi:

Aria S_{3n+1} rezultă din relația (8):

$$S_{3n+1} = \frac{S_{3n}}{\lambda_{3n+1}} \qquad (8')$$

unde:

λ_{3n+1} se calculează cu relația:

$$\lambda_{3n+1} = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2}k\varkappa_{n+1}\right)\left(1 - \frac{1}{2}\varkappa_{n+1}\right)} \qquad (39)$$

în care:

$$\varkappa_{n+1} = \frac{\Delta h_{3n+3}}{a_{3n}} \qquad (40)$$

Valoarea lui λ_{3n+1} a rezultat din relațiile:

$$\lambda_{3n+1} \cdot \lambda_{3n+2} = \frac{S_{3n}}{S_{3n+2}} = \frac{a_{3n}^2}{b_{3n+2} \cdot h_{3n+2}} =$$

$$= \frac{a_{3n}^2}{(a_{3n+3} + \Delta h_{3n+3})(a_{3n+3} - k\Delta h_{3n+3})} \qquad (41)$$

$$\frac{\lambda_{3n+1}}{\lambda_{3n+2}} = \frac{S_{3n} \cdot S_{3n+2}}{S^2{}_{3n+1}} = \frac{a_{3n}^2 \cdot b_{3n+2} \cdot h_{3n+2}}{b_{3n+1}^2 \cdot h_{3n+1}^2} =$$

$$= \frac{a_{3n}^2 (a_{3n+3} + \Delta h_{3n+3})(a_{3n+3} - k\Delta h_{3n+3})}{(a_{3n} + k\Delta h_{3n+1})^2 (a_{3n} - \Delta h_{3n+1})^2} \qquad (42)$$

în care s-a ținut seamă de relațiile (30) și (31).

Dimensiunile laturilor sînt:

— înălțimea: $h_{3n+1} = a_{3n} - \Delta h_{3n+1}$ (43)

Pe baza (35) rezultă:

$$h_{3n+1} = 0{,}4\ a_{3n} + 0{,}6\ a_{3n+3} \qquad (44)$$

— lățimea: b_{3+1} rezultă din (3):

$$b_{3n+1} = \frac{S_{3n+1}}{h_{3n+1}} \qquad (3')$$

care se verifică cu relația:

$$b_{3n+1} = a_{3n} + k\Delta h_{3n+1} \qquad (45)$$

Dimensionarea calibrelor.

Pe baza valorilor laturilor secțiunilor pătrate și dreptunghiulare se calculează dimensiunile calibrelor cu formulele din tabela 1, folosind notațiile din figura 4.

Tabela 1

Mărimea	Formula de calcul	Observații
b_K	$(0{,}95\ldots1{,}0)\ b'$	b' = lățimea laminatului înainte de trecerea considerată. Δb = lățirea la trecerea considerată. h' = înălțimea laminatului înainte de trecerea considerată. $K = 0{,}2-0{,}3$ pentru $\frac{h}{b} < 1{,}2$ $K = 0{,}35-0{,}45$ pentru $\frac{h}{b} > 1{,}2$
B_K	$b' + 1{,}5\ \Delta b$	
h_p	$K \cdot h'$	
r_1	$(0{,}12-0{,}20)\ b'$	
r_2	$(0{,}08-0{,}12)\ b'$	
ψ	$\operatorname{arc\,tg} \frac{B_K - b_K}{2h_p}$	
t	$h - 2h_p$	

Reducerile pe înălțime, rezultate din calculul efectuat cu metoda propusă, urmează să fie verificate în continuare pe baza factorilor limitativi arătați la punctul (1).

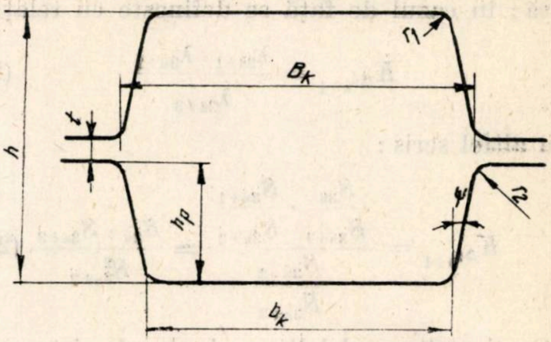


Fig. 4. Dimensiunile unui calibru cutie.

Exemplu de calcul.

Să se calculeze succesiunea calibrelor și dimensiunile acestora la obținerea țaglei [|] 120 mm din blumul [|] 250 mm pe un laminor continuu de semifabricate ∅ 750 mm.

Numărul de treceri pentru $\lambda_m = 1{,}13$

$$n = \frac{\lg S_0 - \lg S_n}{\lg \lambda_m} = \frac{2 \lg \frac{a_0}{a_n}}{\lg \lambda_m} =$$

$$= \frac{2\ \lg \frac{250}{120}}{\lg 1{,}13} = \frac{2 \cdot 0{,}318}{0{,}053} = 12 \text{ treceri}$$

Numărul de calibre pătrate:

$$n_p = \frac{n}{3} = 4$$

Alungirea medie între calibrele pătrate:

$$\lambda_{pm} = \lambda_m^3 = 1{,}13^3 = 1{,}45$$

Alungirea totală:

$$\lambda_{total} = \frac{S_0}{S_n} = \left(\frac{205}{120}\right)^2 = 4{,}35$$

Coeficienții parțiali de alungire între calibrele pătrate se adoptă:

$$\lambda_{p1} = 1{,}36;\ \lambda_{p2} = 1{,}42;\ \lambda_{p3} = 1{,}48;\ \lambda_{p4} = 1{,}52$$

Se verifică $\prod_1^4 \lambda_{pi} = 4{,}35$

$$\lambda_{l_1} = \sqrt{\lambda_{p_1}} = \frac{a_0}{a_3} = 1{,}165 < 1{,}2$$

$$\lambda_{l_2} = \sqrt{\lambda_{p_2}} = \frac{a_3}{a_6} = 1{,}195 < 1{,}2$$

$$\lambda_{l_3} = \sqrt{\lambda_{p_3}} = \frac{a_6}{a_9} = 1{,}215 > 1{,}2$$

$$\lambda_{l_4} = \sqrt{\lambda_{p_4}} = \frac{a_9}{a_{12}} = 1{,}232 > 1{,}2$$

Ariile secţiunilor pătrate sînt:

$$S_0 = a_0^2 = 250^2 = 62\,500 \text{ mm}^2$$

$$S_3 = \frac{S_0}{\lambda_{p_1}} = \frac{62\,500}{1,36} = 46\,000 \text{ mm}^2$$

$$S_6 = \frac{S_3}{\lambda_{p_2}} = \frac{46\,000}{1,42} = 32\,400 \text{ mm}^2$$

$$S_9 = \frac{S_6}{\lambda_{p_3}} = \frac{32\,400}{1,48} = 21\,900 \text{ mm}^2$$

$$S_{12} = \frac{S_9}{\lambda_{p_4}} = \frac{21\,900}{1,52} = 14\,400 \text{ mm}^2$$

Laturile secţiunilor pătrate:

$$a_0 = 250 \text{ mm}$$

$$a_3 = \sqrt{S_3} = \sqrt{46\,000} = 214 \text{ mm}$$

$$a_6 = \sqrt{S_6} = \sqrt{32\,400} = 180 \text{ mm}$$

$$a_9 = \sqrt{S_9} = \sqrt{21\,900} = 148 \text{ mm}$$

$$a_{12} = \sqrt{S_{12}} = \sqrt{14\,400} = 120 \text{ mm}$$

Coeficienţii $K_{\Delta b}$:

$$K_{\Delta b_1} = K_{\Delta b_2} = 1$$

$$\left.\begin{array}{l} K_{\Delta b_3} \approx 1,02 \\ K_{\Delta b_4} \approx 1,015 \end{array}\right\} \begin{array}{l}\text{din diagrama lui Bahtinov} \\ \text{(fig. 3) (prin extrapolare)}\end{array}$$

Ariile secţiunilor dreptunghiulare de rangul al doilea:

$$S_2 = \frac{a_0 \cdot a_3}{\sqrt{K_{\Delta b_1}}} = \frac{250 \cdot 214}{1} = 53\,600 \text{ mm}^2$$

$$S_5 = \frac{a_3 \cdot a_8}{\sqrt{K_{\Delta b_2}}} = \frac{214 \cdot 180}{1} = 38\,500 \text{ mm}^2$$

$$S_8 = \frac{a_6 \cdot a_9}{\sqrt{K_{\Delta b_3}}} = \frac{180 \cdot 148}{\sqrt{1,02}} = \frac{26\,600}{1,01} = 26\,400 \text{ mm}^2$$

$$S_{11} = \frac{a_9 \cdot a_{12}}{\sqrt{K_{\Delta b_4}}} = \frac{148 \cdot 120}{\sqrt{1,015}} = \frac{17\,750}{1,008} = 17\,600 \text{ mm}^2$$

Dimensiunile laturilor dreptunghiurilor de rangul al doilea:

$$b_2 = 1,2a_0 - 0,2a_3 = 1,2 \cdot 250 - 0,2 \cdot 214 =$$
$$= 300 - 42,8 = 257,2 \text{ mm}$$

$$h_2 = \frac{S_2}{b_2} = \frac{53\,600}{257,2} = 208 \text{ mm}$$

$$b_5 = 1,2a_3 - 0,2a_6 = 1,2 \cdot 214 - 0,2 \cdot 180 =$$
$$= 257 - 36 = 221 \text{ mm}$$

$$h_5 = \frac{S_5}{b_5} = \frac{38\,500}{221} = 174,1 \text{ mm}$$

$$b_8 = 1,2\, a_6 - 0,2a_9 = 1,2 \cdot 180 - 0,2 \cdot 148 =$$
$$= 216 - 29,6 = 186,4 \text{ mm}$$

$$h_8 = \frac{S_8}{b_8} = \frac{26400}{186,4} = 141,5 \text{ mm}$$

$$b_{11} = 1,2a_9 - 0,2a_{12} = 1,2 \cdot 148 - 0,2 \cdot 120 =$$
$$= 177,8 - 24 = 153,8 \text{ mm}$$

$$h_{11} = \frac{S_{11}}{b_{11}} = \frac{17750}{153,8} = 115,5 \text{ mm}$$

Înălţimile h_{3n+2} trebuie confirmate de relaţia:

$$h_{3n+2} = a_{3n+3} - k\Delta h_{3n+3}$$

Reducerile absolute pe înălţimea Δh_{3n+3} sînt:

$$\Delta h_3 = 1,2\,(a_0 - a_3) = 1,2\,(250 - 214) = 43,2 \text{ m}$$

$$\Delta h_6 = 1,2\,(a_3 - a_6) = 1,2\,(214 - 180) = 40,8 \text{ mm}$$

$$\Delta h_9 = 1,2\,(a_6 - a_9) = 1,2\,(180 - 148) = 38,4 \text{ m}$$

$$\Delta h_{12} = 1,2\,(a_9 - a_{12}) = 1,2\,(148 - 120) = 33,6 \text{ mm}$$

Pentru $k \approx 0,2$

$$h_2 = a_3 - 0,2 \cdot 43,2 = 214 - 8,64 = 205,36 \text{ mm}$$

$$h_5 = a_6 - 0,2 \cdot 40,8 = 180 - 8,16 = 171,84 \text{ mm}$$

$$h_8 = a_9 - 0,2 \cdot 38,4 = 148 - 7,68 = 140,32 \text{ mm}$$

$$h_{11} = a_{12} - 0,2 \cdot 33,6 = 120 - 6,72 = 113,28 \text{ mm}$$

Se observă că diferenţele sînt sub 3% (toleranţă admisă).

Calculul coeficienţilor $\varkappa_{nH}$:

$$\varkappa_{n+1} = \frac{\Delta h_{3n+3}}{a_{3n}}$$

$$\varkappa_1 = \frac{\Delta h_3}{a_0} = \frac{43,2}{250} = 0,173$$

$$\varkappa_2 = \frac{\Delta h_6}{a_3} = \frac{40,8}{214} = 0,191$$

$$\varkappa_3 = \frac{\Delta h_9}{a_6} = \frac{38,4}{180} = 0,213$$

$$\varkappa_4 = \frac{\Delta h_{12}}{a_9} = \frac{33,6}{148} = 0,227$$

Alungirile λ_{3n+1} sînt:

$$\lambda_1 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2} k\varkappa_1\right)\left(1 - \frac{1}{2}\varkappa_1\right)} =$$

$$= \frac{1}{(1 + 0,5 \cdot 0,2 \cdot 0,173)\ (1 - 0,5 \cdot 0,173)} =$$

$$= \frac{1}{1,0173 \cdot 0,9135} = \frac{1}{0,928} = 1,077$$

$$\lambda_4 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2} k\varkappa_2\right)\left(1 - \frac{1}{2}\varkappa_2\right)} =$$

$$= \frac{1}{(1 + 0{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 0{,}191)\,(1 - 0{,}5 \cdot 0{,}191)} =$$

$$= \frac{1}{1{,}0191 \cdot 0{,}9045} = \frac{1}{0{,}922} = 1{,}086$$

$$\lambda_7 = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2} k\varkappa_3\right)\left(1 - \frac{1}{2}\varkappa_3\right)} =$$

$$= \frac{1}{(1 + 0{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 0{,}213)\,(1 - 0{,}5 \cdot 213)} =$$

$$= \frac{1}{1{,}0213 \cdot 0{,}8935} = \frac{1}{0{,}910} = 1{,}1$$

$$\lambda_{10} = \frac{1}{\left(1 + \frac{1}{2} k\varkappa_4\right)\left(1 - \frac{1}{2}\varkappa_4\right)} =$$

$$= \frac{1}{(1 + 0{,}5 \cdot 0{,}2 \cdot 0{,}227)\,(1 - 0{,}5 \cdot 0{,}227)} =$$

$$= \frac{1}{1{,}0227 \cdot 0{,}8865} = \frac{1}{0{,}905} = 1{,}105$$

Ariile dreptunghiurilor de gradul I sînt :

$$S_1 = \frac{S_0}{\lambda_1} = \frac{62500}{1{,}077} = 58100 \text{ mm}^2$$

$$S_4 = \frac{S_3}{\lambda_4} = \frac{46000}{1{,}086} = 42400 \text{ mm}^2$$

$$S_7 = \frac{S_6}{\lambda_7} = \frac{32\,400}{1{,}1} = 29500 \text{ mm}^2$$

$$S_{10} = \frac{S_9}{\lambda_{10}} = \frac{21900}{1{,}105} = 19920 \text{ mm}^2$$

Dimensiunile laturilor vor fi :

$$h_1 = 0{,}4a_0 + 0{,}6a_3 = 0{,}4 \cdot 250 + 0{,}6 \cdot 214 =$$
$$= 100 + 128{,}4 = 228{,}4 \text{ mm}$$

$$b_1 = \frac{S_1}{h_1} = \frac{58100}{228{,}4} = 254 \text{ mm}$$

$$h_4 = 0{,}4\ a_3 + 0{,}6\ a_6 = 0{,}4 \cdot 214 + 0{,}6 \cdot 180 =$$
$$= 85{,}6 + 108 = 193{,}6 \text{ mm}$$

$$b_4 = \frac{S_4}{h_4} = \frac{42400}{193{,}6} = 218 \text{ mm}$$

$$h_7 = 0{,}4a_6 + 0{,}6a_9 = 0{,}4 \cdot 180 + 0{,}6 \cdot 148 =$$
$$= 72 + 88{,}8 = 160{,}8 \text{ mm}$$

$$b_7 = \frac{S_7}{h_7} = \frac{29500}{160{,}8} = 183{,}2 \text{ mm}$$

Tabela 2

Nr. calibrului	Dimensiunile secțiunii, $b \times h$, mm	Aria secțiunii S, mm²	Δh, mm	Δb, mm	λ	λ_p	λ_l
0	250 × 250	62500	—	—	—	—	—
1	254 × 228,4	58100	21,6	4,0	1,077	1,36	1,165
2	257,2 × 208	53600	20,4	3,2	1,085		
3R*	214 × 214	46000	43,2	6	1,165		
4	218 × 193,6	42400	20,4	4	1,086	1,42	1,195
5	221 × 174,1	38500	19,5	3	1,103		
6R*	180 × 180	32400	41,0	5,9	1,187		
7	183,2 × 160,8	29500	19,2	3,2	1,1	1,48	1,215
8	186,4 × 141,5	26400	19,3	3,2	1,116		
9R*	148 × 148	21900	38,4	6,5	1,205		
10	151,5 × 131,2	19920	16,8	3,5	1,105	1,52	1,232
11	153,8 × 115,5	17600	15,7	2,3	1,132		
12R*	120 × 120	14400	33,6	4,5	1,22		

* R — Calibre de refulare.

$$h_{10} = 0{,}4a_9 + 0{,}6a_{12} = 0{,}4\cdot 148 + 0{,}6\cdot 120 =$$

$$= 59{,}2 + 72 = 131{,}2 \text{ mm}$$

$$b_{10} = \frac{S_{10}}{h_{10}} = \frac{19920}{131{,}2} = 151{,}5 \text{ mm}$$

Confirmarea lățimilor:

$$b_{3n+1} = a_{3n} + k\Delta h_{3n+1}$$

$$\Delta h_1 = 0{,}6\,(a_0 - a_3) = 0{,}6\,(250-214) = 21{,}6 \text{ mm}$$

$$\Delta h_4 = 0{,}6\,(a_3 - a_6) = 0{,}6\,(214-180) = 20{,}4 \text{ mm}$$

$$\Delta h_7 = 0{,}6\,(a_6 - a_9) = 0{,}6\,(180-148) = 19{,}2 \text{ mm}$$

$$\Delta h_{10} = 0{,}6\,(a_9 - a_{12}) = 0{,}6\,(148-120) = 16{,}8 \text{ mm}$$

$$k \approx 0{,}2$$

$$b_1 = a_0 + 0{,}2\cdot 21{,}6 = 250 + 4{,}32 = 254{,}32 \text{ mm}$$

$$b_4 = a_3 + 0{,}2\cdot 20{,}4 = 214 + 4{,}08 = 218{,}08 \text{ mm}$$

$$b_7 = a_6 + 0{,}2\cdot 19{,}2 = 180 + 3{,}84 = 183{,}84 \text{ mm}$$

$$b_{10} = a_9 + 0{,}2\cdot 16{,}8 = 148 + 3{,}36 = 151{,}26 \text{ mm}$$

Reducerile pe înălțime, cuprinse în tabela 2, au fost verificate din punct de vedere al condițiilor de prindere, rezistenței cilindrilor și al acționării liniei de laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian M. ș.a. *Laminarea oțelului*. Ed. tehnică, 1960.

[2] Bahtinov B.P. și Șternov M.M. *Kalibrovka prokatnih valkov*. Metallurghizdat, 1953.

[3] Litovcenko N.V., Diomidov B.B. și Kurdiumova V. A. *Kalibrovka valkov sortovih stanov*. Metallurghizdat, 1963.

CRONICĂ

TEPRO '70

Între 15 și 17 octombrie a avut loc la Uzina metalurgică—Iași a 6-a consfătuire cu beneficiarii de profile formate la rece. Scopul acestei consfătuiri a fost cunoașterea cerințelor beneficiarilor atît în ceea ce privește gama de produse, cît și caracteristicile tehnice ale acestora, în vederea întocmirii programului de fabricație la utilajele noi de profile ce se vor monta la Uzina metalurgică—Iași, începînd cu anul 1971.

La consfătuire a fost prezentat stadiul actual și perspectivele producției de profile formate la rece la uzină, precum și considerațiile teoretice privind fabricarea și folosirea profilelor formate la rece.

Au fost dezbătute, de asemenea, probleme legate de nivelul tehnic și calitativ al profilelor formate la rece fabricate de Uzina metalurgică—Iași.

★

Între 4 și 7 noiembrie a avut loc la București prima expoziție industrială colectivă de SÎRME ȘI BENZI REZISTIVE, CONDUCTORI BOBINAJ, CABLURI ȘI CONDUCTORI ELECTRICI, organizată de Agenția română de publicitate internațională PUBLICOM.

La expoziție au participat firme ale unor societăți de prestigiu din Austria, Anglia, Franța, Italia, R.F. a Germaniei, precum și fabricile românești F.G.M.E. — București și I.I.S.. — Electrometal, ce se bucură de o largă apreciere pe piața internațională.

Firmele străine au prezentat produsele lor unităților noastre economice și științifice interesate.

Microfractografia şi aplicaţiile sale

Ing. MARIA SOLACOLU
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţia de maşini

CZ 620.184.6

Microfractografia, metodă de cercetare a suprafeţelor de rupere, îşi găseşte multiple aplicaţii atît pentru studiul fundamental al diverselor procese de rupere, cît şi la expertiza pieselor rupte în timpul funcţionării.

Pusă la punct în ultima decadă de către Institutul de Cercetări Siderurgice din Franţa (IRSID), această metodă este întrebuinţată în prezent în foarte multe laboratoare metalurgice.

Principalul instrument de observare a suprafeţelor de rupere a fost mult timp lupa. În ceea ce priveşte microscopul optic, slaba sa profunzime de cîmp nu permite examinarea reliefului neregulat. Mult mai indicat este microscopul electronic a cărui profunzime de cîmp este de cîteva sute de ori mai mare decît cea a microscopului optic, examinarea efectuîndu-se numai prin intermediul replicii. În prezent se dispune de o serie de tehnici de pregătire a replicilor care reproduc fidel geometria spărturilor.

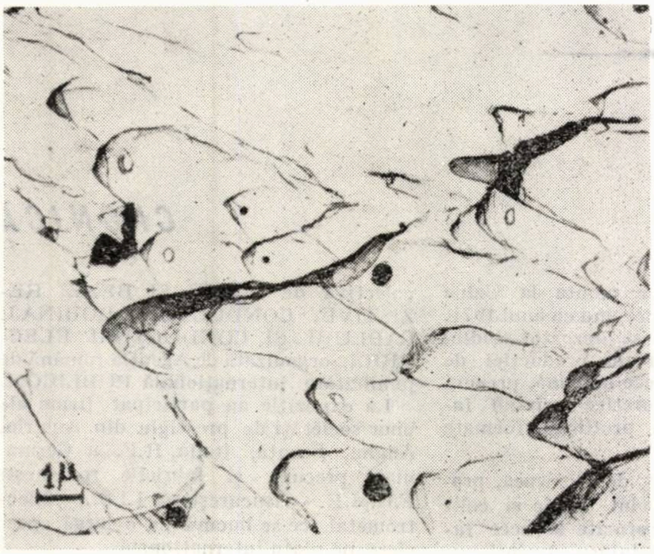


Fig. 1. Aspect de rupere ductilă [1].

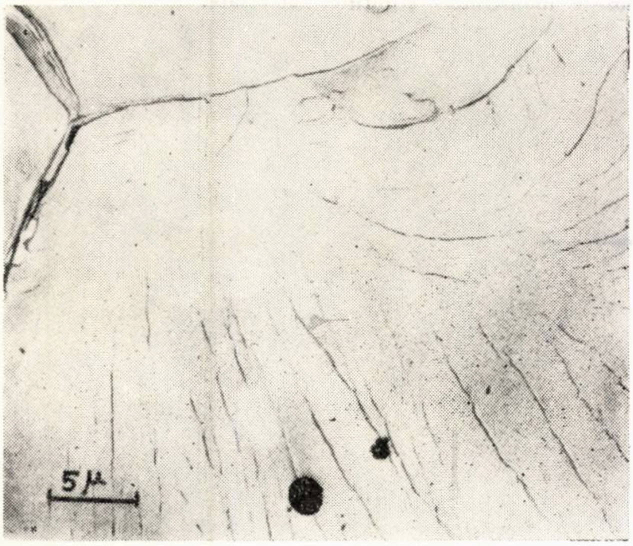


Fig. 2. Aspect de rupere prin clivaj [1].

Replicile sînt în general constituite din carbon ; ele sînt executate prin volatilizare sub vid fie direct pe suprafaţa de rupere, fie pe o contrareplică din masă plastică. Uneori se urmăreşte obţinerea unei replici directe căci este perfect fidelă realizînd în acelaşi timp şi extracţia de faze. Aceasta poate fi detaşată prin dizolvarea anodică sau chimică a metalului de dedesubt. Replicile directe prezintă neajunsul dizolvării probei ; de aceea de multe ori se preferă replicile în doi timpi care sînt în special utilizate pentru studiul rupturilor în timpul funcţionării. Se ia întîi o amprentă groasă a suprafeţei de rupere, cu ajutorul unei mase plastice care este detaşată mecanic ; se acoperă apoi cu o amprentă de carbon şi, în final, se dizolvă într-un solvent convenabil.

Recent, microscopul electronic cu baleiaj a pus la dispoziţie un nou mijloc de observare comodă şi precisă a suprafeţelor de rupere. Una din principalele calităţi ale acestui aparat este marea sa profunzime de cîmp, de ordinul a 350 μm, la mărirea de × 100 şi cea de circa 30 μm, la mărirea de × 2 000. Microscopul cu baleiaj este deci bine adaptat pentru examinările rupturilor ; el completează o lacună existentă între microscopul optic şi microscopul electronic cu transmisie. Suprafeţele de rupere pot fi examinate la diverse orientări, folosind o gamă largă şi continuă de măriri.

Principalele aspecte de rupere sînt uşor diferenţiate prin microscopia electronică, ele constituind un număr redus de tipuri legate de modul de propagare a ruperii şi, în final, mult mai caracteristice decît aspectele macroscopice. Anumite aspecte de rupere, din cele mai obişnuite, sînt considerate azi drept clasice de către cei care lucrează în acest domeniu. Astfel, cunoscătorii în microfractografie disting imediat aspectele cu mici adîncituri, caracteristice ruperilor ductile, aspectele de clivaj, fragile sau ductile, şi aspectele cu striuri de fisurare progresivă sub solicitare ciclică (sau de oboseală). În numeroase cazuri observate în practică, aceste aspecte elementare se asociază între ele pentru a da aspecte mixte, a căror interpretare este mai delicată.

Aspecte de rupere ductilă. Ruperea ductilă a fost observată la diferite metale ; ea are loc mai des după o deformare plastică importantă şi se propagă destul de încet. Amorsarea ruperii are loc prin formarea de mici adîncituri care cresc progresiv ; cînd acestea ajung să se întîlnească se produce ruperea.

Incluziunile şi precipitările joacă un rol esenţial în mecanismul ruperii ductile. Prezenţa lor pare indispensabilă la amorsarea ruperii ; fisura trece de preferinţă prin aceste particule, iar numărul şi mărimea lor determină numărul şi mărimea adînciturilor.

În figura 1 se observă adîncituri alungite de rupere ductilă în spărtura unei epruvete de rezilienţă din oţel, precum şi incluziunile care constituie originea acestora.

Aspecte de rupere prin clivaj. Dacă la adîncituri nu se regăseşte nici un indice caracteristic structurii cristaline a metalului, clivajele care se întîlnesc în ruperile mai mult sau mai puţin fragile sînt, dimpotrivă, în strînsă legătură cu această structură.

Ruperile prin clivaj sînt curente în metalele cu structură cubică centrată şi cu structură hexagonală ; nu au fost observate decît foarte rar în cazul structurilor cubice cu feţe centrate.

Aspectele de rupere prin clivaj prezintă faţete mari, plane, ale căror contururi poligonale reprezintă limite de grăunţi şi sînt străbătute de un sistem de linii de propagare. Aceste linii care, datorită configuraţiei, sînt denumite ,,rîuri", indică direcţia după care s-a desfăşurat desprinderea.

În figura 2 se arată aspectul unui clivaj fragil în ruptura unei epruvete de rezilienţă din oţel foarte moale, îmbătrînit.

Aspecte de rupere la oboseală. Cu excepţia aliajelor foarte dure, ruperea prin oboseală se remarcă în spărtură prin formarea de striuri, fiecare corespunzînd unui ciclu de solicitare. Ruperea prin oboseală se produce deci fără deformare apreciabilă şi are un caracter intracristalin.

În figura 3 se prezintă striurile ruperii la oboseală a unei piese din oţel, solicitată la îndoiri repetate.

Aspecte mixte. Diversele aspecte mixte sînt prea numeroase pentru a putea fi trecute în revistă.

Din cele arătate reiese clar că microfractografia permite — în primul rînd — să se identifice, în cea mai mare parte a cazurilor, modul de rupere a materialelor metalice. Este, de asemenea, posibil a localiza punctul de amorsare a ruperii, punctele de reamorsare în cursul propagării, a urmări propagarea şi a studia influenţa defectelor de structură şi a precipitărilor asupra acestei propagări. În plus, prin faptul că microfractografia este o tehnică fină de analiză a ruperilor se poate întrebuinţa ca metodă de cercetare.

Astfel, microfractografia poate fi folosită la identificarea fazelor. În cazul în care structura unui aliaj comportă mai multe faze în proporţii însemnate, fiecare din aceste faze se rupe după mecanismul care-i este propriu. Dacă condiţiile de rupere sînt convenabil alese, constituenţii structurii pot avea un aspect de rupere diferit şi microfractografia poate fi întrebuinţată pentru a-i distinge. În oţeluri şi cîteva aliaje această metodă este foarte utilă, prezentînd avantajul de a nu necesita vreo pregătire metalografică.

Tehnica microfractografiei serveşte la punerea în evidenţă a feritei, austenitei, martensitei sau a compuşilor intermetalici.

Întrucît ruperea prin clivaj — modul obişnuit de rupere a structurilor cubice centrate—nu este observată la structurile cubice cu feţe centrate, se poate face diferenţierea între aceste două structuri într-un oţel rupt la rece. De exemplu oţelul inoxidabil stabilizat cu titan şi rupt prin şoc la—196°C prezintă aspecte de rupere prin clivaj pentru ferită şi aspecte de rupere ductilă pentru austenită. În plus, microfractografia este un mijloc destul de precis pentru a aprecia proporţia de transformare mai ales cînd trebuie să se facă deosebirea dintre bainita foarte fină, formată la temperaturi puţin superioare punctului M_s, şi martensită.

Microfractografia a contribuit la studiul precipitărilor intergranulare formate prin revenire în oţelurile şi aliajele refractare şi în oţelurile inoxidabile Fe-Cr şi Fe-Ni-Cr. Aceste particule aflate pe suprafaţa spărturilor pot fi uşor extrase, identificate şi analizate.

Examinarea suprafeţelor de rupere este capabilă să aducă informaţii preţioase asupra naturii stratului superficial format în urma modificărilor structurii metalului prin aplicarea unui tratament mecanic, termic, termochimic (tăiere, polizare, nitrurare, carburare, decarburare).

Examinarea suprafeţelor de rupere permite recunoaşterea defectelor macroscopice ale aliajelor, acestea fiind zone slabe, care favorizează propagarea fisurii. Defectele interne ale metalului se regăsesc pe suprafeţele de rupere şi pot fi examinate fără ca morfologia lor să fie modificată de o pregătire metalografică prealabilă, cu condiţia ca masa metalică înconjurătoare să fie fragilă la rece. Se pot recunoaşte astfel : fisurile formate la cald, ca urmare a diverselor operaţii de turnare sudare, difuziune, fluaj ; defectele datorite hidrogenului ; bulele de gaz ; retasurile ; fisurile de călire.

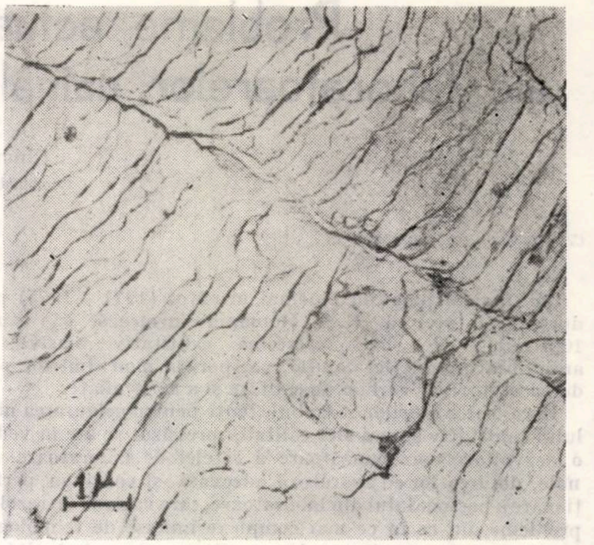


Fig. 3. Aspect de rupere la oboseală [1].

Lucrările minuţioase efectuate în domeniul microfractografiei au dus, în special, la o cunoaştere satisfăcătoare a mecanismului principalelor tipuri de rupere, cîteva rămînînd de aprofundat (cazul oboselii), altele de elucidat (fragilitate datorită hidrogenului, coroziune sub tensiune), studii care sînt în curs de execuţie.

Pe lîngă aceasta, microfractografia oferă numeroase posibilităţi de investigaţie, contribuind astfel la rezolvarea unor probleme metalurgice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Weill A. R. şi Mencarelli E. *Microfractografia electronică.* Informations scientifiques françaises, nr. 2, 1967, p. 69 — 84.

[2] Henry A. şi Roesch L. *Aplicaţiile practice ale microfractografiei.* Rev. Metalurg, nr. 12, 1969, p. 841 — 859.

[3] Mencarelli E., Pertuis J. şi de Leiris H. *Imaginile false, surse de erori de interpretare în microfractografia electronică.* Métaux — Corrosion, nr. 509, 1968.

◆

Probleme actuale şi de perspectivă ale laboratoarelor uzinale din industria siderurgică (I)

Chim. N. CHINDLER
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669. 1. 013. 5 : 543. 062

La sfîrşitul planului cincinal următor (1971 —1975) producţia de oţel a R.S. România urmează să atingă 10,5 mil. t. Pe lîngă creşterea cantitativ masivă, în ansamblul producţiei de oţel, va spori în mod simţitor ponderea oţelurilor carbon de calitate şi a celor aliate.

În cadrul măsurilor ce trebuie luate pentru asigurarea nivelului cantitativ şi mai ales calitativ prevăzut se are în vedere o dezvoltare corespunzătoare a reţelei de laboratoare uzinale, dotarea lor cu aparatură adecvată şi continua perfecţionare a personalului din laboratoare, care va avea de rezolvat probleme din ce în ce mai complexe impuse de tehnologiile moderne şi de necesitatea de a realiza produse de înaltă calitate.

Laboratorul uzinal va concura, în măsură mai mare decît în prezent, la realizarea producţiei din punct de vedere cantitativ, asigurînd efectuarea analizelor în timpi care să permită intervenţia operativă a oţelarilor, de exemplu, în sensul obţinerii în final a analizei chimice prescrise pentru marca programată; va contribui, în mod direct, la obţinerea de economii prin determinarea rapidă a unor componenţi în funcţie de care se dozează cantitatea de dezoxidanţi adăugată în final în baia metalică şi va executa o serie de determinări ce se executau în trecut doar sporadic sau deloc, însă absolut indispensabile unei conduceri raţionale a procesului de producţie, pentru caracterizarea produselor sau pentru scopuri de cercetare.

Noile procedee de elaborare a oţelului au determinat o adevărată revoluţie în tehnica laboratoarelor siderurgice; în general metodele clasice, diferite metode mai noi, de natură fizico-chimică dar pornind tot de la dizolvarea aşchiilor de oţel, au fost abandonate în favoarea unor metode noi, mai expeditive, capabile să furnizeze rezultate precise în timpi extrem de scurţi. Este vorba, în primul rînd, de metodele spectrometrice de emisie cu lectură directă a rezultatelor, de metodele spectrometrice prin fluorescenţa razelor Roentgen, de măsurările în domeniul infraroşului, de metodele gaz, cromatografice şi de spectrometria atomică de absorbţie.

Pentru examinarea structurii oţelului, pe lîngă clasicul microscop metalografic, perfecţionat şi el prin adaptarea televiziunii industriale şi dispozitive automate de numărare a incluziunilor, se dispune în prezent de aparate noi, cu mare putere de mărire, ca microscopul electronic şi microsonda electronică, cu ajutorul cărora s-a stabilit influenţa unor elemente sau compuşi prezenţi în oţel în cantităţi extrem de mici asupra proprietăţilor fizico-mecanice ale oţelului.

Pentru elaborarea oţelurilor cu caracteristici superioare, ţinînd seamă şi de tendinţa de a automatiza procesele de tratamente termice, se cer limite din ce în ce mai strînse privind compoziţia chimică, conţinuturi din ce în ce mai mici de elemente nedorite (S, P, As) şi reziduale (Cu, Sn, Cr, Ni), limitîndu-se totodată conţinutul de incluziuni. În acest caz se cer laboratoarelor analize de înaltă precizie în timpi minimi.

Dacă pentru oţelurile carbon obişnuite, analiza chimică şi încercările fizico-mecanice sînt suficiente pentru garantarea comportării lor, la oţelurile cu destinaţie specială se pun probleme noi, ce trebuie rezolvate tot în cadrul laboratoarelor, astfel:

— determinarea unor compuşi separaţi; dacă pînă în prezent oţelarii erau mulţumiţi dacă se indica de către laborator conţinutul de aluminiu metalic prezent în oţel, acum pretind şi determinarea conţinutului de aluminiu legat sub formă de nitrură;

— determinarea rapidă şi frecventă a conţinutului de oxigen din baia metalică; la Uzinele „August Thyssen" din Duisburg (R.F. a Germaniei) numărul de analize rapide privind conţinutul de oxigen în timpul elaborării depăşeşte pe cel privind conţinutul de carbon;

— elaborarea de metode rapide şi sigure privind determinarea conţinutului de incluziuni nemetalice din oţel şi analizarea lor prin metode microchimice;

— determinarea urmelor de elemente; este vorba de circa 30 de elemente ce pot fi întîlnite în oţeluri în concentraţii de ordinul zecimilor de miimi de procent;

— elaborarea de etaloane spectrale necesare etalonării aparaturii spectrometrice şi analizarea lor cu înaltă precizie;

— efectuarea de încercări mecanice în condiţii speciale (la temperaturi foarte joase şi la temperaturi înalte).

În cele ce urmează vor fi analizate atît situaţia actuală a laboratoarelor din siderurgia română, cît şi perspectivele lor de dezvoltare. Se vor include în categoria uzinelor siderurgice şi marile uzine din cadrul Ministerului Construcţiilor de Maşini care elaborează oţel în cuptoare proprii.

Metode spectrometrice optice de emisie. Rezolvarea radicală a problemei rapidităţii în analiza oţelurilor şi a zgurelor în condiţiile realizării unei precizii convenabile a devenit posibilă după construirea unor aparate spectrale de emisie optică cu legătură directă, robuste şi cu mare siguranţă în exploatare.

Un aparat modern de acest gen este capabil să furnizeze în 3 — 4 min de la intrarea probei de oţel în laborator analiza chimică completă (inclusiv elementele de impurificare sau reziduale) a eşantionului trimis pentru analiză, iar pentru zgure, în 10—15 min, ţinînd seamă de necesitatea unei pregătiri prealabile a probei în vederea scînteierii. Timpul indicat poate fi scurtat dacă atelierul de pregătire a probelor metalice (retezarea la maşini speciale cu discuri abrazive, polizarea şi şlefuirea) este, de asemenea, la nivelul tehnicii moderne, iar dispunerea aparatelor şi organizarea locului de muncă sînt de natură să elimine orice mişcare inutilă. Timpii indicaţi se măresc în perioadele unei afluenţe de probe în laborator mai mari de o probă pe minut. La timpul necesar pregătirii probelor şi executării analizei se adaugă cel necesar transmiterii probelor de la oţelării la laborator şi cel necesar pentru comunicarea rezultatelor spre oţelării, prin telefon telex sau prin poştă pneumatică. În majoritatea uzinelor, transmiterea probelor de la oţelării spre laborator se face prin poştă pneumatică. Este esenţial ca funcţionarea poştei pneumatice să fie ireproşabilă, instalîndu-se, în mod obligatoriu, două fire de poştă în ambele direcţii pentru a avea întotdeauna un fir de rezervă pentru transmiterea probelor în caz de defecţiune la firul principal.

Dotarea aparatelor spectrometrice de analiză cu lectură directă cu calculatoare electronice adecvate măreşte precizia determinărilor şi permite o transmitere mai operativă a rezultatelor către beneficiari. Într-adevăr, un calculator electronic deservind un aparat spectrometric este capabil să convertească valorile electrice obţinute în procent element de dozat, să recalculeze rezultatul pentru eliminarea interinfluenţei diferitelor elemente prezente în oţel asupra liniei spectrale luate în considerare, să medieze rezultatul a trei determinări paralele pentru eliminarea eventualelor erori datorite neomogenităţii materialului şi să transmită rezultatul definitiv, prin telex, beneficiarului.

La ora actuală sînt dotate cu aparatură spectrometrică cu lectură directă Uzina de construcţii maşini — Reşiţa (ARL 17.500), Combinatul siderurgic— Hunedoara (ARL 15.000 S şi ARL 31.000), Combinatul siderurgic — Galaţi (2 Polivacuri Hilger), Uzina de camioane — Braşov (ARL — 31.000) şi Uzina de maşini grele — Bucureşti (ARL 31.000). Recent au fost dotate cu cuantovacuri (ARL 31.000) Combinatul siderurgic —Galaţi şi Combinatul siderurgic — Reşiţa.

Pînă în acest an, calculator electronic propriu avea numai polivacul Hilger de la Combinatul siderurgic — Galaţi; se consideră ca foarte indicată dotarea tuturor aparatelor spectrometrice de acest gen din ţară cu astfel de calculatoare ; cuantovacurile de la Uzina de maşini grele — Bucureşti, Combinatul siderurgic — Galaţi, Combinatul siderurgic — Reşiţa, recent intrate în ţară, sînt dotate cu calculatoare.

În exploatarea acestor aparate s-a acumulat experienţă ; rezultatele obţinute pînă în prezent pot fi considerate bune, permiţînd oţelarilor realizarea de productivităţi superioare în condiţiile unei conduceri din ce în ce mai raţionale a proceselor de producţie, cu efecte pozitive, şi asupra indicatorilor calitativi.

Pentru viitor se pune problema exploatării mai intense a aparatelor, la ora actuală mai existînd, la toate aparatele în funcţiune, rezerve nefolosite. Este vorba la unele uzine de executarea probelor finale la aparatura spectrală automată, la altele de analizarea sistematică a zgurelor sau, în paralel, şi a fontelor. Se consideră o problemă încă nerezolvată prelevarea unor probe perfect reprezentative pentru şarja respectivă în cursul turnării oţelului în lingotiere, respectiv în forme. Se consideră că ar fi oportun ca OSSI să se preocupe de standardizarea prelevării acestor probe.

De asemenea, elaborarea în ţară a unor probe de oţel omogene, necesare pentru calibrarea şi etalonarea aparaturii spectrale, şi analizarea acestora pe cale umedă prin metode de înaltă precizie constituie probleme de viitor, de natură să uşureze lucrul şi să aducă economii de devize. Se pune şi problema organizării unui schimb de experienţă între spectrometriştii din ţară şi a organizării, la una din uzinele cu experienţă în acest domeniu, a unui curs de formare şi de perfecţionare a personalului de exploatare.

Metode spectrometrice de fluorescenţă în raze X. În general astăzi spectrometria de fluorescenţă în raze X este capabilă să soluţioneze problemele rezolvate de spectrometria optică cu lectură directă privind analiza oţelurilor — şi în special a celor înalt aliate, a fontelor şi zgurelor — dar permite analizarea operativă, cu înaltă precizie, a materialelor pulverulente, în special a minereurilor de fier şi fondanţilor, a feroaliajelor şi materialelor refractare, furnizînd rezultate deosebit de precise pentru elemente aflate în concentraţii mari, cum ar fi fierul, în minereul de fier, manganul, în minereul de mangan, calciul în calcar şi var etc.

Actualmente, un singur aparat de acest tip funcţionează în laboratoarele siderurgice din ţară (Fluoroprint Hilger la Combinatul siderurgic — Galaţi). Deşi performanţele sînt mai modeste faţă de alte aparate mai perfecţionate (ca, de exemplu, spectrometrul ARL 72.000) aparatul şi-a demonstrat pe deplin utilitatea.

Dotarea marilor combinate siderurgice cu aparate prin fluorescenţa razelor X va face posibilă automatizarea procesului analitic la minereuri şi fondanţi permiţînd secţiilor de aglomerare un control operativ al proceselor de producţie şi realizarea unor minereuri aglomerate cu compoziţie chimică în limite strînse, cu efecte favorabile directe asupra productivităţii furnalelor şi a consumului de cocs. În plus, s-ar putea automatiza procesul analitic la feroaliaje şi materiale neferoase, totodată capacităţile disponibile fiind utilizate pentru analiza oţelului şi a zgurilor în perioadele de vîrf, cînd aparatele spectrometrice cu lectură directă nu pot face faţă numărului mare de probe intrate. În această privinţă se aminteşte faptul că două cuantovacuri de la Combinatul siderurgic — Hunedoara execută toate anteprobele de la 17 cuptoare, urmînd ca în viitorul apropiat să execute şi analiza finală, analiza fontelor din melanjoare, cît şi un număr mult sporit de zgure faţă de prezent.

Se preconizează, de asemenea, pentru viitor, legarea laboratorului central de la Combinatul siderurgic —Hunedoara, prin poştă pneumatică, de cele două secţii de aglomerare şi de cele două secţii de furnale, creîndu-se astfel posibilitatea, prin utilizarea cît mai raţională a aparaturii spectrometrice din dotare şi a spectrometrului prin fluorescenţa razelor X, prevăzut a fi achiziţionat, de a se automatiza complet procesul analitic la secţiile de aglomerare, furnale şi oţelării, cu consecinţe economice favorabile asupra productivităţii, economicităţii şi calităţii produselor siderurgice.

De menţionat însă faptul că pentru etalonarea, calibrarea şi controlul aparaturii spectrometrice este nevoie de menţinerea şi continua perfecţionare în tehnica analitică a unui grup de chimişti şi laboranţi de înaltă calificare, capabili să execute analizele pe cale umedă cu înaltă precizie, cunoscut fiind faptul că orice etalonare a aparatelor cu ajutorul unor etaloane insuficient de precis analizate duce, în final, la obţinerea unor rezultate greşite, cu efecte economice nefavorabile asupra producţiei siderurgice.

Se pune, de asemenea, problema dotării laboratoarelor din ţară cu aparate spectrometrice automate de acelaşi tip, optîndu-se pentru cele care s-au dovedit mai sigure în exploatare şi cu performanţe superioare. Se creează astfel posibilitatea împrumutării între laboratoare a unor piese de schimb cît şi a organizării unui atelier de reparaţii pe ţară, care să asigure o tehnică calificată pentru întreţinere, cît şi pentru reparaţii mai mici, care nu pot fi făcute de personalul propriu de întreţinere şi la care actualmente se recurge la ajutorul specialiştilor firmelor furnizoare. Asemenea ateliere specializate există în toate ţările ce dispun de aparatură spectrometrică automată.

Determinarea conţinutului de carbon. Metoda de determinare a conţinutului de carbon prin metoda gaz-volumetrică furnizează rezultate exacte în patru—cinci minute de la intrarea probei în laborator. Metoda este încă utilizată în majoritatea laboratoarelor siderurgice de pretutindeni. Prin determinarea carbonului pe cale culometrică, în aparate special construite, precizia determinării creşte mult, fără a se schimba însă timpii de execuţie. Mărirea preciziei are importanţă în special pentru oţelurile cu conţinut scăzut de carbon (sub 0,1 %) precizia realizată fiind de ordinul ± 0,002 %. Unele laboratoare mari din ţară (Combinatul siderurgic—Hunedoara, Uzina constructoare de maşini — Reşiţa, Combinatul siderurgic — Galaţi) dispun de asemenea aparate.

Dar în condiţiile elaborării oţelului în convertizoare sau chiar în cuptoare Martin se foloseşte, pentru intensificarea proceselor, oxigenul. Se pune problema determinării conţinutului de carbon în timpi minimi, adică comunicarea rezultatului analizei să se facă în maximum 1—1,5 min de la prelevarea din cuptor a probei de oţel. Pentru acest scop se pare că două procedee furnizează rezultate satisfăcătoare. Astfel Firma ,,Leco'' (S.U.A.) a construit un aparat automat cu lectură directă care permite o durată de analiză de 70 s, cu o precizie de ± 0,01 %C. Proba este arsă într-un cuptor de înaltă frecvenţă, iar bioxidul de carbon rezultat este trecut printr-o celulă care îi măsoară conductivitatea termică. Conţinutul de carbon este citit direct la un voltmetru digital.

Firma Leeds şi Northrup produce un aparat relativ simplu, bazat pe determinarea curbei de răcire a oţelului lichid. Proba prelevată din cuptor, după calmare, se toarnă într-un creuzet ceramic, prevăzut cu un termocuplu. Aparatul de înregistrare a temperaturii, etalonat între 1 450 şi 1 550°C indică precis punctul liquidus — care depinde direct, pentru oţelurile nealiate, de conţinutul de carbon. Rezultatul se citeşte pe o curbă de echivalenţă temperatură — conţinut de carbon. Prin această metodă, cunoscută sub denumirea Tec — Tip, se obţin rezultate în 20—30 s de la prelevarea probei, precizia fiind de ± 0,02 %C.

Urmează să se stabilească care din cele două metode se pretează mai bine condiţiilor de lucru din oţelăriile din R.S.România, urmînd ca procedeul pentru care s-a optat să fie introdus la toate oţelăriile unde se cere o mare rapiditate la determinarea conţinutului de carbon.

◆

CĂRŢI INTRATE IN BIBLIOTECILE M.I.M.

CZ : 669.1 : 620.179.1
NON DESTRUCTIVE EXAMINATION IN THE STEEL INDUSTRY
(Controlul nedistructiv în siderurgie)
Londra, Ed. The Iron an Steel Industry, 1967, 197 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 620.17
FRACTURE TOUGHNESS TESTING AND ITS APPLICATIONS
(Încercarea rezistenţei la rupere şi aplicaţiile sale)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1965, 409 p.
Bibl. ICEM

CZ : 669.14 : 536.413
Berger G.
LA DILATOMÉTRIE DIFERENTIELLE APPLIQUÉE À L'ÉTUDE DES ACIERS
(Dilatometria diferenţială aplicată la studiul oţelurilor)
Paris, Dunod, 1965, p, 132.
Bibl. C.S.R.

CZ : 543.062 : 543.426 : 543.253
Willard H. H., Merrit L. L.
METHODES PHYSIQUES DE L'ANALYSE CHIMIQUE
(Metode fizice ale analizei chimice. Traducere din americană)
Paris, Dunod, 1965, p. 688, ed. a III-a.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.001.4
Riebensahm P. şi *Schmidt W.*
WERKSTOFFPRÜFUNG. METALLE.
(Examinarea şi încercarea materialelor. Metalele)
Berlin, Ed. Springer, 1965
Bibl. C.S.G.

CZ : 669.543:062
Iozsef Mika
METALLURGISCHE ANALYSEN
(Analize metalurgice)
Budapesta, Ed. Akademiai Kiadó, 1964
Bibl. M.I.M.

CZ : 699.162.12 : 622.788
PELLETISIEREN UND SINTERN
(Peletizarea şi sinterizarea)
Essen, Ed. Vulkan, 1964
Bibl. C.S.G.

CZ : 669.162.2
ÉTUDE DU HAUT FOURNEAU. CAHIER I
(Studiul furnalului. Caietul I)
Metz, Ed. Berger-Lebrault, 1964
Bibl. M.I.M.

CZ : 030.8 : 621.771
ELSEVIER'S DICTIONARY OF ROLLING MILL TERMINOLOGY IN FOUR LANGUAGES ENGLISH/AMERICAN, FRENCH, SPANISH AND GERMAN
(Dicţionar de termeni utilizaţi la laminoare : englez/american, francez, spaniol şi german)
Paris, Dunod, 1965
Bibl. ICEM

CZ : 543.062 : 543.42.062
Pintea M.
RECHERCHE ET DOSAGE DES ÉLÉMENTS TRACÉS
(Cercetarea şi dozarea urmelor de elemente)
Paris, Dunod, 1962
Bibl. C.S.R.

CZ : 620.17 : 389.6
STANDARD METHODS AND DEFINITIONS FOR MECHANICAL TESTING OF STEEL PRODUCTS
(Metode standard şi definiţii pentru încercările mecanice ale produselor din oţel)
American Society for Testing and Materials — ASTM
Bibl. M.I.M.

CZ : 621.778.1 : 669.14
Bonzel M.
LE TRÉFILAGE DE L'ACIER
(Trefilarea oţelului)
Paris, Dunod, 1958
Bibl. I.P.L.

CZ : 666.76
Robredo J.
MATÉRIAUX RÉFRACTAIRES ET LEURS APPLICATIONS
(Materiale refractare şi aplicaţiile lor)
Paris, Ed. STAR. Société d'Éditions Scientifiques, Techniques et Artistiques, 1968, 554 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 666.76
Norton F. H.
REFRACTORIES. IV EDITION
(Materiale refractare Ed. IV)
New York, Ed. Mo Graw-Hill Book, 1968
Bibl. ICEM

CZ : 666.76 : 666.3 : 666.1
1967 BOOK OF ASTM STANDARDS PART 13. REFRACTORIES, GLASS AND OTHER CERAMIC MATERIALS : MANUFACTURED CARBON AND GRAPHITE PRODUCTS
(Standarde ASTM 1967. Refractare, sticlă şi alte materiale ceramice, produse din carbon şi grafit)
Baltimore, Ed. American Society for Testing and Materials, 1967, 650 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.14 : 539.4/.5
ELEVATED-TEMPERATURE PROPERTIES OF BASIC OXYGEN STEEL
(Proprietăţile la temperatură înaltă ale oţelului LD)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1965, 55 p.
Bibl. C.S.G.

CZ : 669.14 : 539.219.1
DETERMINATION OF NONMETALLIC COMPOUNDS IN STEEL
(Determinarea incluziunilor nemetalice în oţel)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1965, 96 p.
Bibl. C.S.G.

CZ : 621.771.23
Gentzsch Gerhard
FACHBIBLIOGRAPHIE DER UMFORMTECHNIK. BAND 2 WALZEN VON BLECHEN UND BÄNDERN, 1955—1962
(Bibliografie de specialitate asupra tehnicii de prelucrare prin deformare plastică. Vol. 2 : Laminarea tablelor şi benzilor 1955—1962)
Düsseldorf, Ed. Michael Triltschm, 1965
Bibl. C.S.G.

CZ : 666.76 : 621.745.58
Schwiete Hans-Ernst, Neises Helmut
UNTERSUCHUNGEN ÜBER DIE VERSCHLACKUNG VON SCHMOTTE PFANNSTEINEN
(Cercetări în legătură cu zgurificarea cărămizilor pentru oalele de turnare din şamotă)
Köln, Ed. Westdeutsch, 1964
Bibl. C.S.R.

CZ : 666.76
PRODUITS RÉFRACTAIRES ET ISOLANTS
(Produse refractare şi izolante)
Metz, Ed. Berger-Levrault, 1963, 405 p.
Bibl. ICEM

CZ : 669.018.02 : 620.17
Brown W. F., Strawley J. E.
PLAIN STRAIN CRACK TOUGHNESS TESTING OF HIGH STRENGTH METALLIC MATERIALS
(Încercarea rezistenţei de fisurare la deformare plană a materialelor metalice de înaltă rezistenţă)
Philadelphia, Ed. ASTM, 1967, 129 p.
Bibl. ICEM

CZ : 669.14—14 : 621.746.755
Flinn R. A., Van Vlack L. H. ş.a.
MACROINCLUSIONS IN STEEL CASTINGS
(Macroincluziunile în piesele turnate din oţel)
Des Plaines, Ed. American Foundrymen's Society, 1966, 28 p.
Bibl. ICEM

CZ : 669.15'24—194 : 539.4/.5
THE MECHANICAL PROPERTIES OF NICKEL ALLOY STEELS
(Proprietăţile mecanice ale oţelurilor aliate cu nichel)
Londra, Ed. Internaţional Nickel Ltd., f. a., 92 p.
Bibl. C.S.H.

CZ : 669·14.018.2 : 669.15—194.2
Austin J. B.
TRENDS IN THE METALLURGY OF LOW-ALLOY, HIGH-YIELD-STRENGTH STEELS
(Tendinţe în metalurgia oţelurilor slab aliate şi cu limită de curgere ridicată)
Baltimore, Ed. ASTM, 1963, 11 p.
Bibl. I.P.L.

CZ : 62—426 : 669.15—194.059
STEEL WIRE HANDBOOK. VOL. 2
(Manual pentru sîrma din oţel. Vol. 2)
Branford, Conn., S.U.A., Ed. The Wire Association, Inc., 1969
Bibl. I.P.L.

CZ : 621.771.28
Grüner Paul
DAS WALZEN VON HOHLKÖRPERN UND KALIBRIEREN VON WERKZEUGEN ZUR HERSTELLUNG NAHTLOSER ROHRE
(Laminarea corpurilor cave şi calibrarea sculelor pentru fabricarea ţevilor fără sudură)
Berlin, Ed. Springer, 1959
Bibl. I.P.L.

UZINA METALURGICĂ IAȘI

Șoseaua Țuțora nr. 132

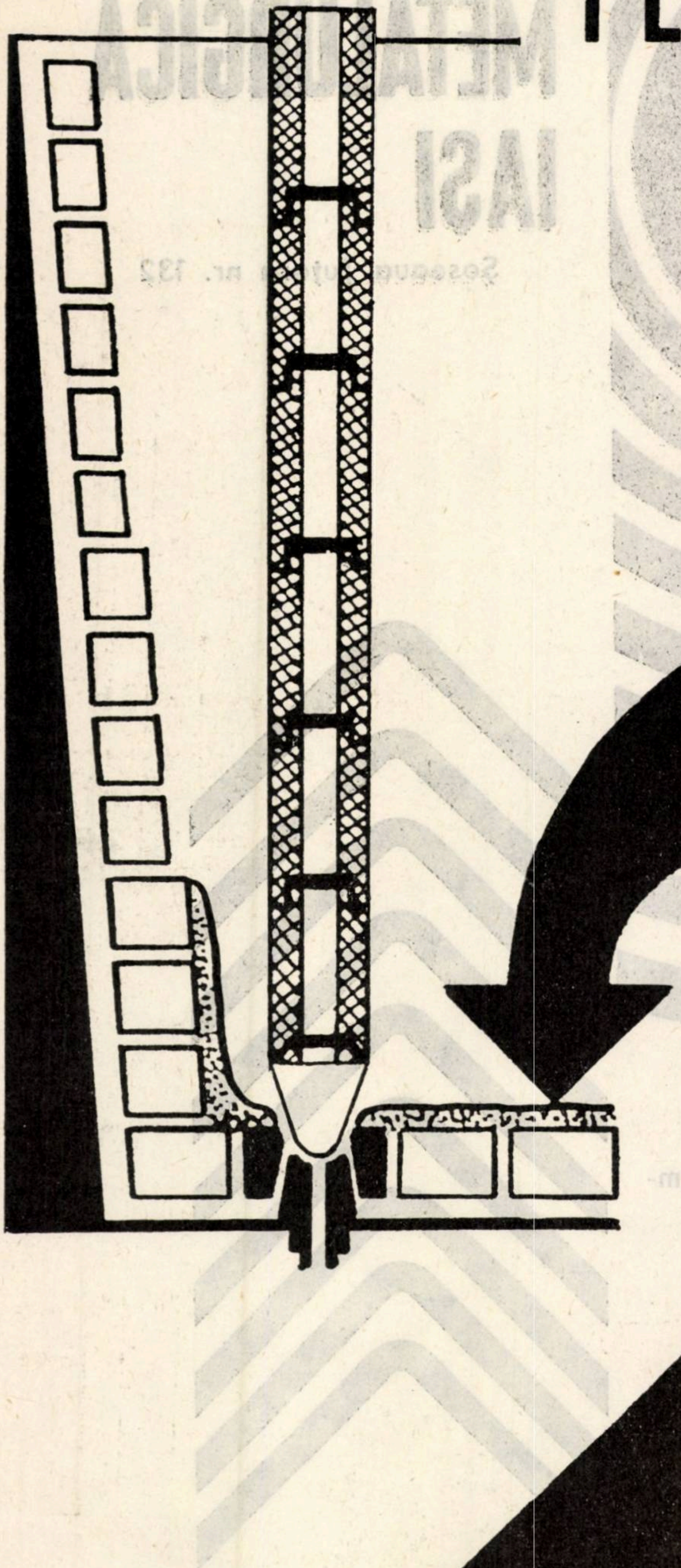
Produce și livrează

- Profile „TM" formate la rece pentru tîmplărie metalică conform NID 85—68
- Profile formate la rece, de uz general:
  - profil cornier cu aripi egale, STAS 7836—67
  - profil cornier cu aripi neegale
  - profil „U" cu aripi egale, STAS 7835—67
  - profil „U" cu aripi neegale
  - profil „Z" cu aripi egale
  - profil „Z" cu aripi neegale
  - profil „Omega" cu aripi egale
  - profil „T" cu aripi egale
- Profile „RD" — rotunde deschise, cu deschidere necalibrată
- Profile „SP"—speciale, cu utilizări diverse
- Confecții de tîmplărie metalică tipizată conform proiect nr. 2160 al CSCAS—IPCT

Masa plastică refractară

PLASTICEM T.J.

utilizată ca material de protecție a căptușelilor refractare asigură :



- durabilitate mărită
- reducerea consumului specific de manoperă și materiale refractare
- evitarea impurificării oțelului

Masa plastică refractară

PLASTICEM T.J.

se livrează ambalată ermetic în saci de masă plastică, la cerere, de către
FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE

« UNIREA » TG. JIU

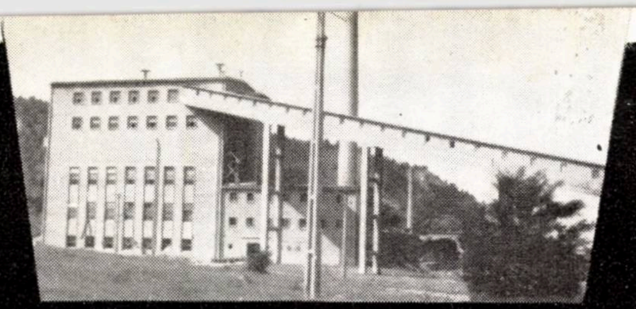
Str. " 1 Mai " nr. 111 Tg. Jiu

ICM

MUNCITORI ȘI TEHNICIENI

Prin separarea neferoaselor de feroase, prin organizarea la locul de muncă a strîngerii deșeurilor metalice pe sortimente, conform standardelor, contribuiți la realizarea unor oțeluri de calitate superioară.

Predați metalele vechi și deșeurile metalice la depozitele întreprinderii pentru colectarea metalelor.



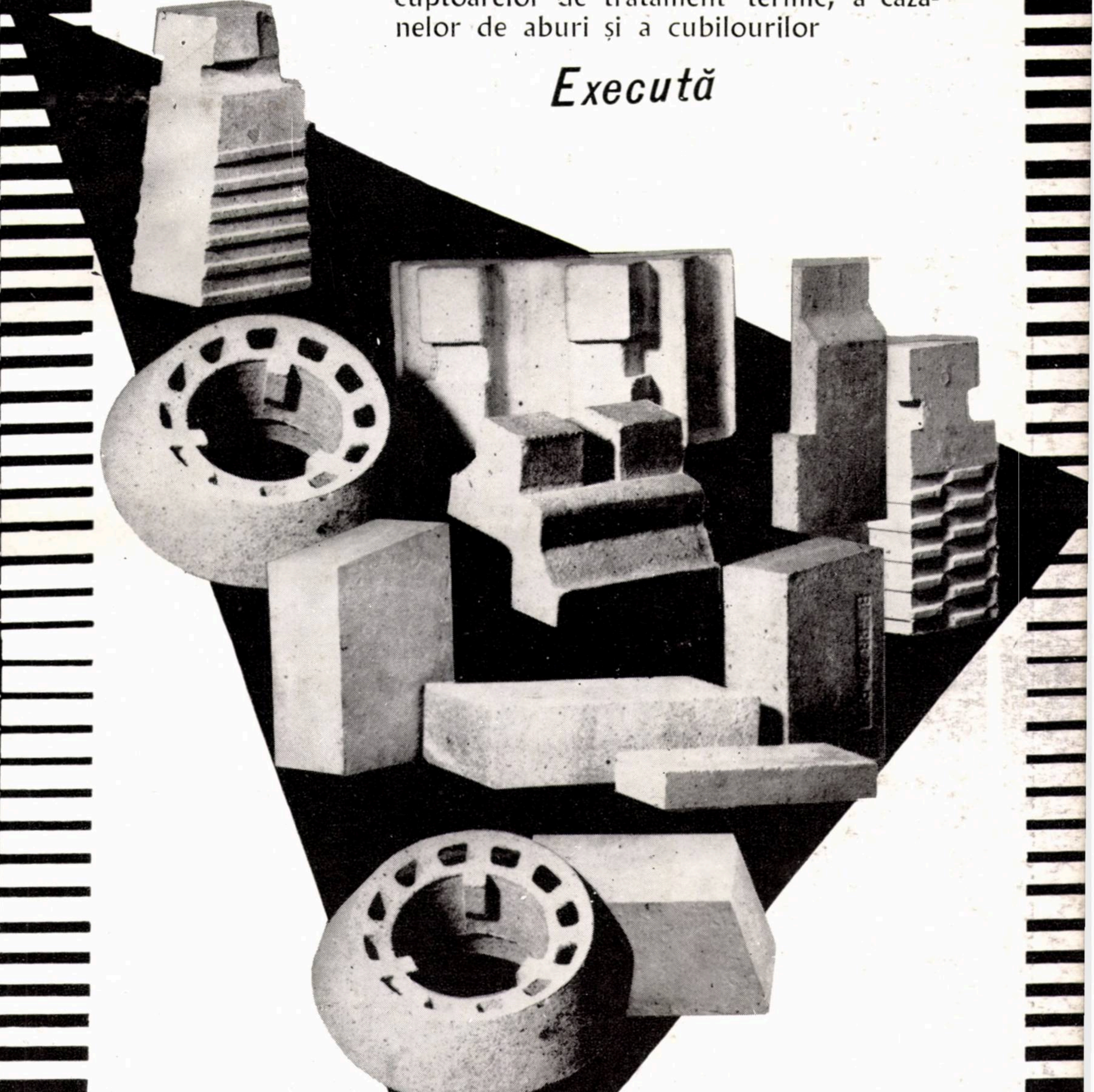
Produse ceramice antiacide pentru căptușirea
instalațiilor de fabricare a acidului
sulfuric, a băilor de decapare
în siderurgie și pentru
pardoseli antiacide

Execută

Fabrica de produse refractare
REFRACTAR
Aleșd — Județul Bihor

Produse refractare silico-aluminoase de calitate superioară și cu rezistență mărită în exploatare, utilizate la construcția furnalelor și a cauperelor, a cuptoarelor de încălzire de la laminoare, a cuptoarelor de tratament termic, a cazanelor de aburi și a cubilourilor

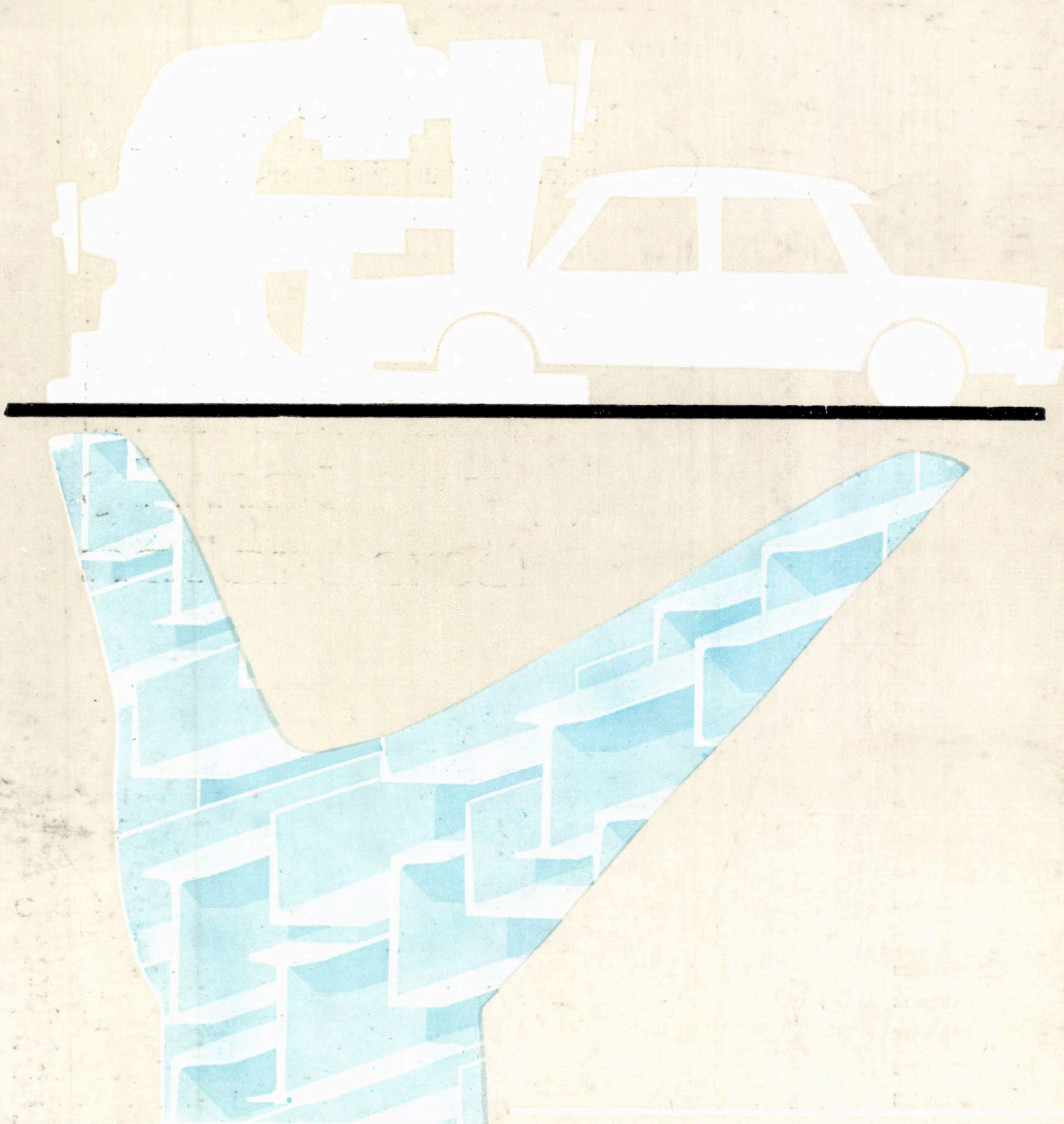
Execută



GRUPUL DE FABRICI DE PRODUSE REFRACTARE – BRAȘOV

fabrica de produse refractare **RĂSĂRITUL**

Brașov, str. I. C. Frimu, nr. 95
Telefon 23966, Jud. Brașov



combinatul siderurgic hunedoara

vă oferă
Laminate din oțel
pentru construcția
de mașini

Combinatul siderurgic Hunedoara
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telefon: 1075—1077—1450—2533—2934
Telex : 03 24 11

laminate din oțel

GRUPUL GHH proiectează, construiește, livrează și montează pentru industria siderurgică și metalurgia neferoasă

M·A·N

Fabrica de maşini Augsburg-Nürnberg Societate Anonimă

Centrale energetice cu motoare Diesel
Grupuri de intervenţie rapidă cu motoare Diesel (grupuri energetice de rezervă)
Macarale siderurgice, poduri rulante, maşini de încercare, instalaţii de climatizare pentru macarale
Poştă pneumatică
Centrale energetice cu abur
Construcţii metalice, ascensoare

Schloemann
Societate Anonimă

Laminoare la cald şi la rece pentru siderurgie şi metalurgie neferoasă
Instalaţii de turnare continuă pentru siderurgie
Ciocane matriţoare
Prese pentru siderurgie şi metalurgie neferoasă
Utilaj de ajustare, instalaţii auxiliare şi accesorii
Acţionări şi comenzi hidraulice

GHH

Gutehoffnungshütte
Sterkrade
Societate Anonimă

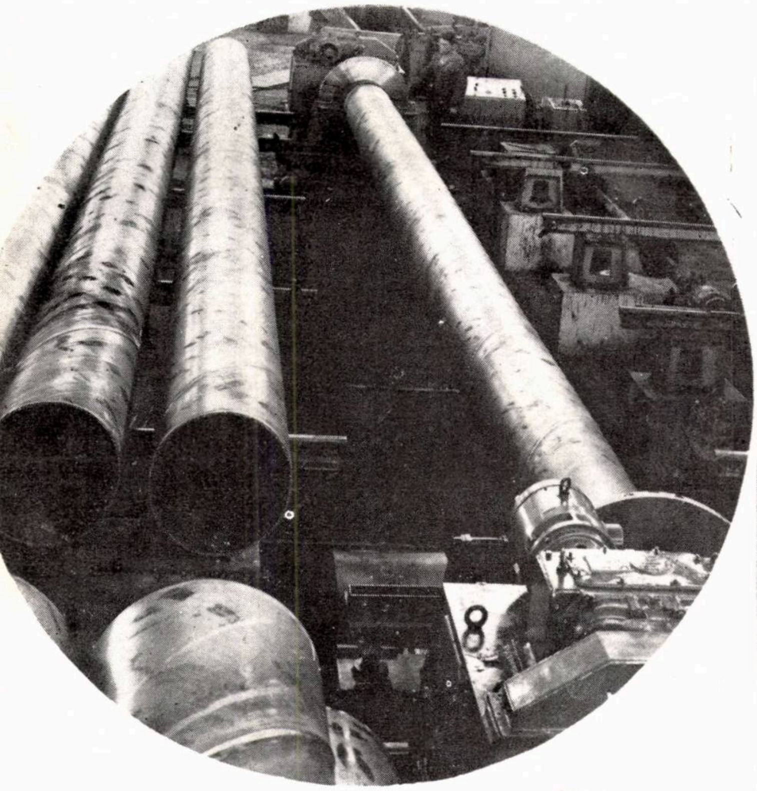
Instalaţii de aglomerare, furnale cu presiune normală şi presiune ridicată la gîtul furnalului
Oţelării cu insuflare de oxigen şi oţelării electrice, cuptoare electrice, convertizoare, melanjoare, oale de turnare, vehicule speciale, lingotiere

Publicom

UZINA DE ȚEVI „REPUBLICA” —București

SECȚIA ȚEVI SUDATE

Șoseaua Colentina nr. 461, Telefon 354910



PRODUCE:

Țevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419; 470; 520; 620; 720: 820; 920 și 1020 mm și cu grosimi de perete de 4 – 9 mm (7 – 8 mm grosime pentru diametrele de 419 – 521 mm; 8 – 9 mm grosime pentru diametrele de 620 – 1020 mm), utilizate la conducte magistrale, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.

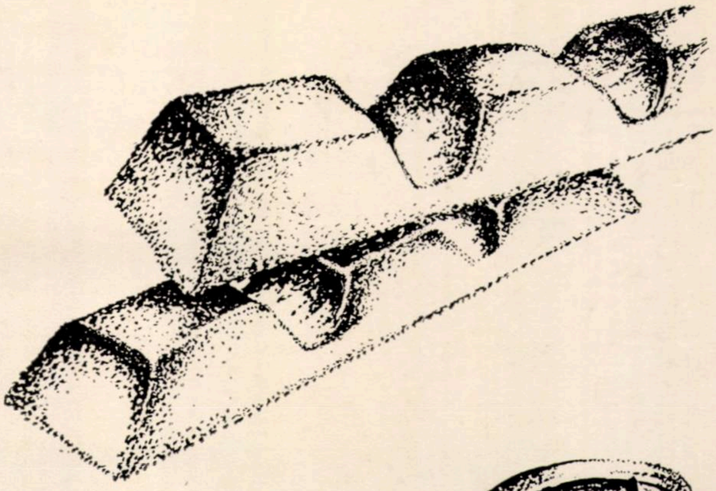
CENTRUL DE DOCUMENTARE ŞI PUBLICAŢII TEHNICE AL INDUSTRIEI METALURGICE

pune la îndemîna celor interesaţi lucrări de informare şi documentare în metalurgie

DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru cadrele de conducere		Buletinul tratează noutăţi tehnice şi de organizare, conducere, planificare şi eficienţă economică în industria metalurgică, semnalînd totodată noutăţi din literatura străină de specialitate în probleme de importanţă deosebită pentru cadrele de conducere
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru industria siderurgică (cocserie, furnale, oţelărie, laminoare, metalurgie fizică, tratamente termice, control tehnic, laboratoare) şi pentru industria materialelor refractare, abrazive, cărbunoase		Buletinul conţine sinteze documentare, rezumate ample ale celor mai interesante articole şi ştiri, selecţionate din literatura tehnică de specialitate, privind probleme tehnico-ştiinţifice şi de dezvoltare, tehnologii, produse noi, utilaje, prezentări ale rapoartelor tehnice de deplasări în străinătate, ale materialelor obţinute de la diferite congrese, conferinţe şi simpozioane internaţionale de specialitate
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru tehnicieni şi maiştri		Buletinul pune la îndemîna tehnicienilor şi maiştrilor, precum şi a muncitorilor de înaltă calificare, traduceri de articole din reviste de specialitate şi cărţi tehnice, privind probleme de tehnologie, exploatare şi întreţinere a utilajelor, organizarea locului de muncă, diferite date folositoare în producţie, mecanizări. Buletinul apare în 6 serii de specialitate (cocsari, furnalişti, oţelari, laminatori, refractarişti, abrazivişti)
INFORMARE PE TEME (la cererea uzinelor)	Semnalări bibliografice	Pe baza temelor date de beneficiar se semnalează periodic (la 2—4 săptămîni) toate articolele de reviste, cărţile tehnice, standardele, brevetele de invenţie, cataloagele si prospectele tehnice si alte materiale documentare tratînd temele respective. Semnalarea se face sub formă de fişe bibliografice şi se asigură pe bază de abonamente.
	Culegeri de material documentar	Pentru temele la care uzinele se abonează, Centrul de documentare se obligă să pună la dispoziţie materialele în original sau în copii xerox. Parte din aceste materiale pot fi livrate chiar traduse
	Sinteze documentare	Lucrări de specialitate pe o temă dată, cuprinzînd ultimele realizări şi noutăţi din literatura de specialitate pe plan mondial
CATALOGUL CĂRŢILOR DE METALURGIE		Semnalează trimestrial toate cărţile din domeniul metalurgiei primite de bibliotecile din ţară
BULETINUL INTERN		Buletinul conţine acte cu caracter normativ, emise de Ministerul Industriei Metalurgice sau alte ministere şi organe centrale, care sînt obligatorii pentru unităţile din ramura industriei metalurgice

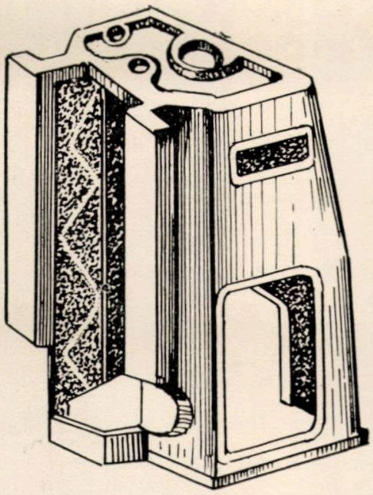
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR

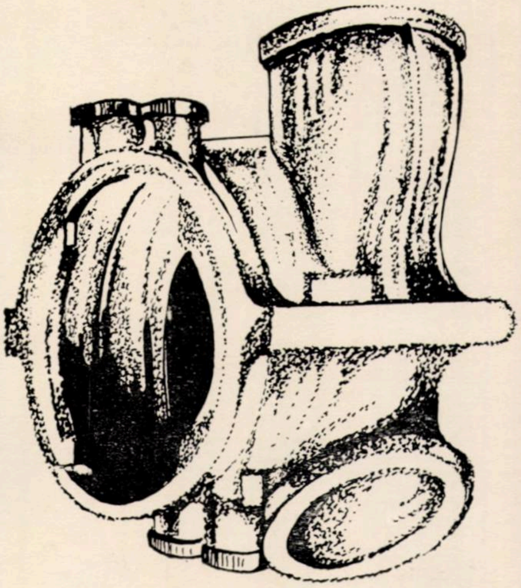
Uzina „Victoria" Călan

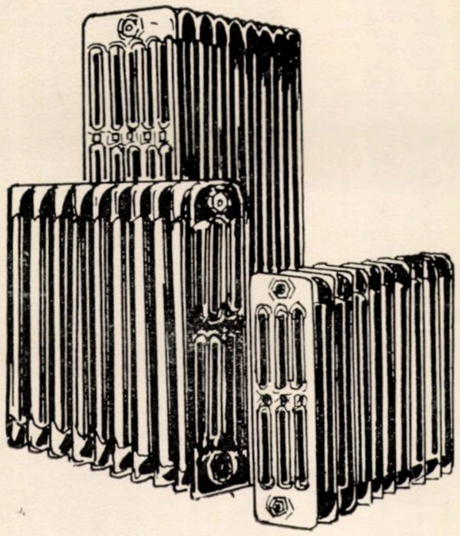


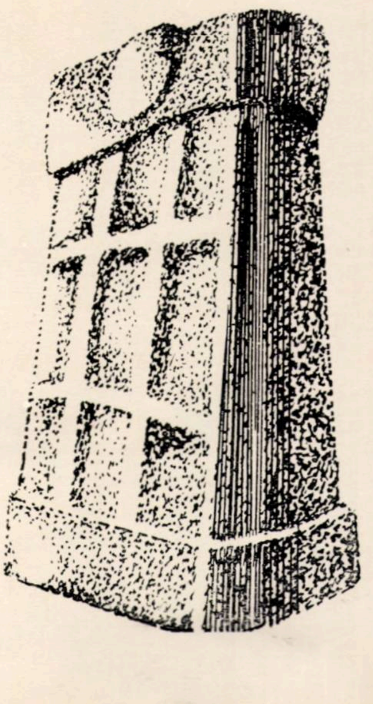
Produce şi livrează

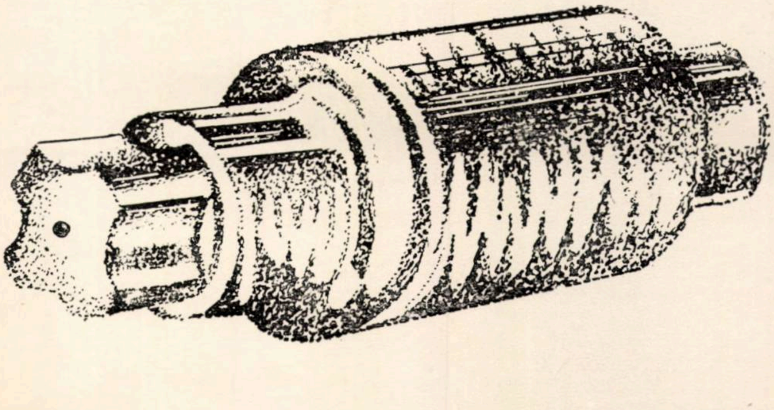
- Fontă cenuşie STAS 882—65
- Piese de schimb pentru siderurgie
- Piese pentru maşini-unelte
- Radiatoare din fontă
- Cilindri din fontă pentru laminoare
- Lingotiere
- Maselotiere
- Pîlnii de turnare
- Poduri de turnare
- Semicocs
- Cocs fluidizare
- Cocs brichete din cocs petrol







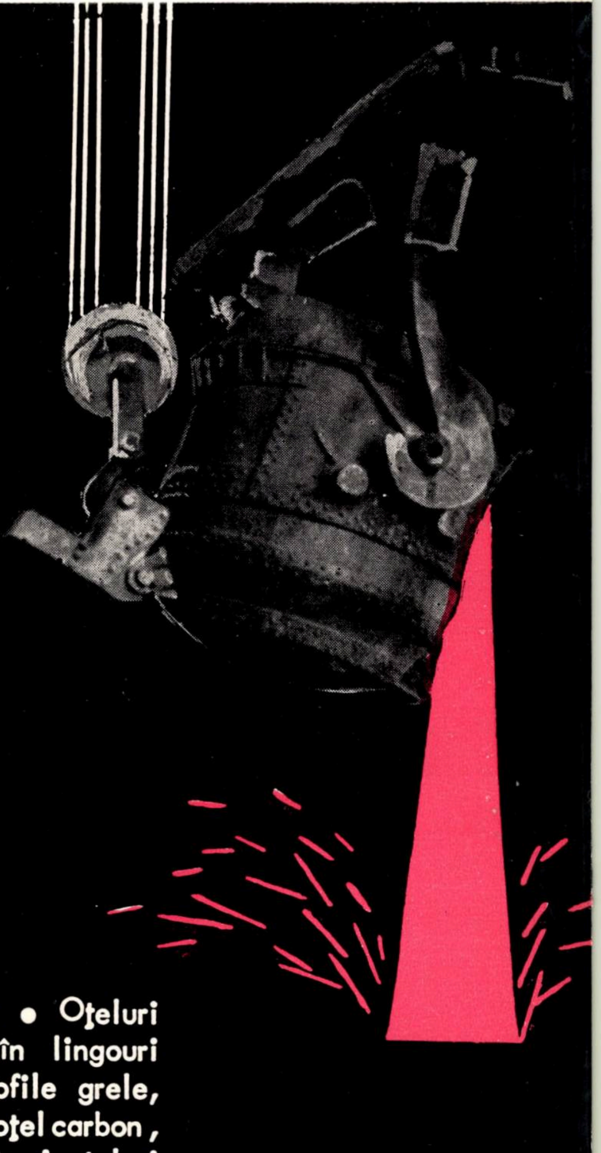


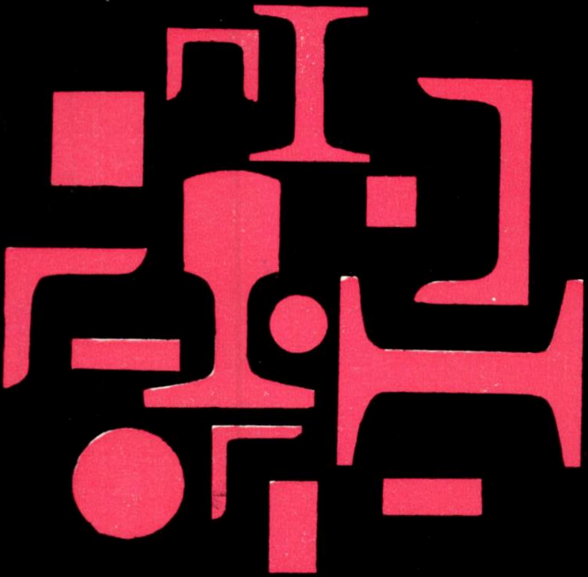


COMBINATUL SIDERURGIC

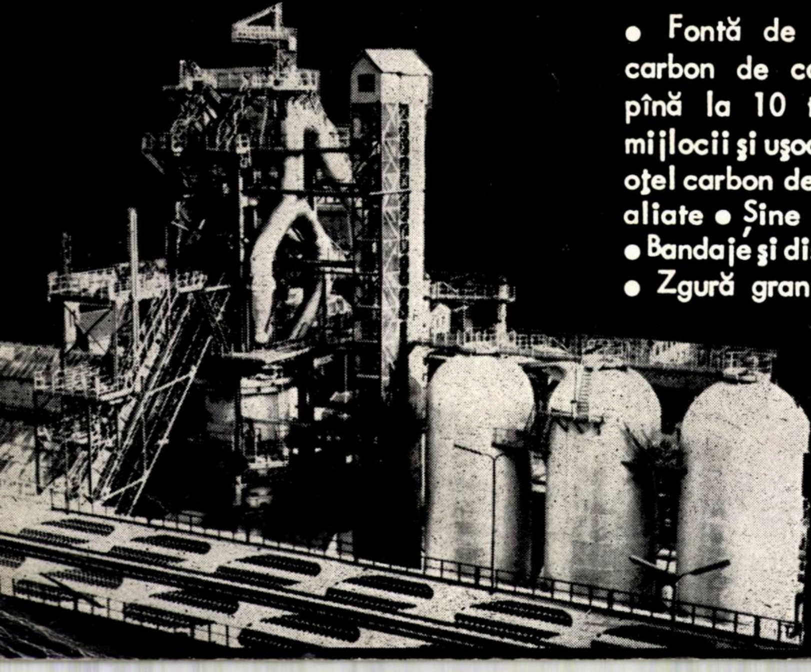
REȘIȚA

1977 JAN - 8





● Fontă de afinare ● Oțeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t ● Profile grele, mijlocii și ușoare din oțel carbon, oțel carbon de calitate și oțeluri aliate ● Șine pentru cale ferată ● Bandaje și discuri de cale ferată ● Zgură granulată de furnal



COMBINATUL SIDERURGIC
Reșita

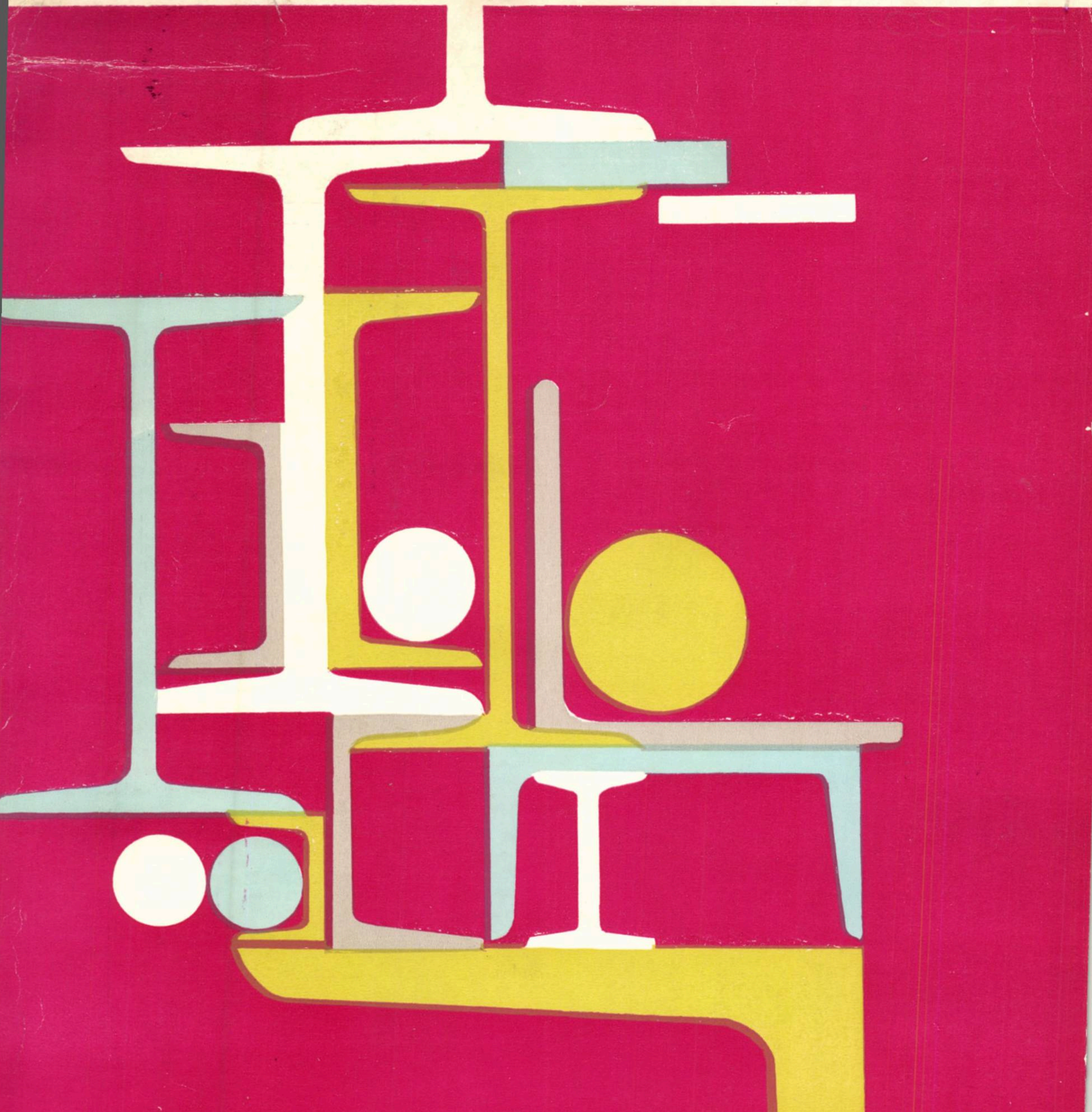
E 3280

METALURGIA

04

12

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXII • Nr. 12 • DECEMBRIE 1970



centrala industrială

HUNEDOARA

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA • UZINA "VICTORIA" CALAN • INTREPRINDEREA METALURGICA AIUD • UZINA DE FIER VLAHITA • FABRICA DE PROD. REFRACTARE BARU-MARE

oferă : Fontă specială ● Fontă cenuşie STAS 882-65 ● Profile laminate din oţeluri carbon calmate, semicalmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate aliate şi slab aliate ● Utilaj de turnare (lingotiere, maselotiere şi poduri de turnare) ● Radiatoare şi tuburi de presiune din fontă ● Semicocs ● Cocs fluidizare ● Carcase motoare electrice

METALURGIA

Anul 22 nr. 12 decembrie 1970

CUPRINS

Tripşa I. : **50 de ani de învăţămînt metalurgic superior în România** 745

STUDII ŞI CERCETĂRI

Ianache P. şi *Vlădescu M.* : **Cercetări privind stabilirea indicilor de echivalare la folosirea în procesul de aglomerare a unor combustibili solizi auxiliari** 750

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* şi *Vîrcolacu I.* : **Model matematic şi schema de conducere cu calculator pentru furnale cu încărcătură complexă şi injecţie de gaz metan şi oxigen în aerul suflat** 756

Popescu N. şi *Dumitrescu C.*: **Cercetări privind comportarea la revenire înaltă a oţelurilor 40 C 10 şi 40 BC 10** 761

Gâdea Suzana, *Bolgiu Maria* şi *Dumitrescu C.* : **Cercetări privind dozarea hidrogenului în aliaje Al—Si eutectice şi hipereutectice** 767

REALIZĂRI TEHNICE

Ilie D. : **Contribuţii la realizarea pieselor filetate prin turnare sub presiune** 770

Brănescu P. : **Rolul investiţiei specifice în analiza eficienţei economice a investiţiilor şi importanţa stabilirii comparabilităţii.** 776

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Vacu Silvia şi *Lungu Fl.* : **Consideraţii asupra cauzelor apariţiei crăpăturilor în lingourile de oţel calmat.** 780

Oprea Fl. şi *Moldovan P.* : **Cu privire la mecanismul rafinării oxidante a cuprului** 783

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Dimitrescu Ioana : **Durificarea soluţiilor solide cu bază de cupru prin recoacere joasă după deformarea plastică la rece** 787

Marcu C. şi *Venţel V.* : **Înlocuirea produselor refractare foarte complicate cu piese din beton refractar** . . 790

Apa L. : **Unele aspecte ale dezvoltării siderurgiei în Republica Federală a Germaniei** 792

INFORMĂRI

Chindler N.: **Probleme actuale şi de perspectivă ale laboratoarelor uzinale din industria siderurgică (II)** 796

RECENZII 799

INDEX ALFABETIC DE RUBRICI ŞI AUTORI . . 800

INDEX ALFABETIC DE AUTORI 803

COMITETUL DE REDACȚIE

N. CRAFT, TR. DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, V. HOLBAN, A. IEREMIA, I. ILCA, G. MIHEȚ, I. MOLDOVAN, N. MURGULEȚ, FL. OPREA, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, I. PRISECARU, MARIA ROȘIANU, T. SEGĂRCEANU, L. SOFRONI, CL. ȘTEFĂNESCU, O. TAKACS, I. TRIPȘA, SILVIA VACU, V. VULCU

Redactor responsabil: L. SOFRONI

Șef rubrică: GEORGETA COMȘA

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București. str. Academiei 7, Sectorul 1. Telefon: 13.09.25. Revista este editată de C.D.P.T. — M.I.M. Abonamentele se primesc la administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 30.05.01.00 B.N. a Republicii Socialiste România — Sector 1 M. I. M. — Centrul de documentare și publicații tehnice — București Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, Buc.

Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P.T. nr. 560/426/1969

c. 5936

42 406

SOMMAIRE

Tripșa I. : **50 ans d'enseignement métallurgique supérieur en Roumanie.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 745–749

CD 622.785.001.89.662.62

Ianache P. et *Vlădescu M.* : **Recherches concernant l'établissement des indices d'équivalence lors de l'utilisation, dans le processus d'agglomération, de certains combustibles auxiliaires solides.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 750–755

CD 669.162.2:681.82

Dumitrașcu P., Oprescu I. et *Vîrcolacu I. :* **Modèle mathématique et schéma de commande à calculateur, pour les fourneaux à charge complexe et injection de gaz méthane et d'oxygène dans l'air insufflé.**

Metalurgia 22(1970), nr. 12, p. 756–760

CD 669.15–194 : 621.785.72.001.89

Popescu N. et *Dumitrescu C.* : **Recherches concernant le comportement des aciers 40 C 10 et 40 BC 10, lorsqu'on les fait revenir à une température élevée.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 761–766

CD 669. 715. 782 : 543. 062 : 546.11

Gâdea Suzana, Bolgiu Maria et *Dumitrescu C.* : **Recherches concernant le dosage de l'hydrogène dans les alliages Al-Si eutectiques et hypereutectiques.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 767–769

CD 621. 74. 043

Ilie D. : **Contributions à la réalisation des pièces à filet, par le moulage sous pression.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 770–775

CD 338.063.5 : 65.011.4

Brănescu P. : **Le rôle de l'investition spécifique dans l'analyse de l'efficience économique des investitions et l'importance de l'établissement de la comparabilité.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 776–779

CD 669.141.241.2 : 019 : 539.377

Vacu Silvia et *Lungu Fl.* : **Considérations sur les causes de l'apparition des fissures dans les lingots en acier calmé.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 780–782

CD 669.343

Oprea Fl. et *Moldovan P. :* **En ce qui concerne le mécanisme du raffinage oxidant du cuivre.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 783–786

CD 54–165 :621. 785. 3 : 739.374

Dimitrescu Ioana : **Le durcissement des solutions solides à base de cuivre, par recuite à basse température après la déformation plastique à froid.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 787–789

CD 667. 76 : 666. 942.2

Marcu C. et *Venţel V.* : **Le remplacement des produits réfractaires très compliqués par des pièces en béton réfractaire.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 790–791

CD 669.1 (420.1)

Apa L. : **Certains aspects du développement de la sidérurgie dans la République Fédérale d'Allemagne.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 792–795

CD 669.1.013.5 : 543.062

Chindler N. : **Problèmes actuels et de perspective des laboratoires usinaux de l'industrie sidérurgique (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 796–798

СОДЕРЖАНИЕ

Трипша И.: **Пятидесятилетие румынского высшего металлургического образования**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 745–749

ДК 622.785.001.89:662.62
Янаке Р. и Влэдеску М.: **Исследования по установлению указателей при использовании в процессе агломерации некоторых твёрдых вторичных топлив**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 750–755

ДК 669.162.2.681.32
Думитрашку П., Опреску И. и *Вырколаку И.:* **Математическая модель и схема управления при помощи электронно-вычислительной машины для доменых печей с комплексной шихтой и с инжекцией метана и кислорода в дутье**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 756–760

ДК 669.15–194 : 621.785.72.001.89
Попеску Н. и *Думитреску К.:* **Исследования поведения сталей 40 С 10 и 40 ВС 10 при высоком отпуске**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 761–766

ДК 669.715.782:543.062:546.11
Гыдя Сузана, Болджиу Мария и Думит реску К.: **Исследования, касающиеся количественного опре деления водорода эвтектических и заэвтектических Al–Si сплавов**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 767–769

ДК 621.74.043
Илие Д.: **Контрибуции к получению деталей с резьбой путем литья под давлением**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 770–775

ДК 338.063.5 : 65.011.4
Брэнеску П.: **Роль удельных капиталовложений в анализе экономической эффективности капиталовложений и значение установления сравнимости**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 776–779

ДК 669.141.241.2 : 019.539 : 377
Ваку Сильвия и *Лунгу Ф.:* **Соображения, касающиеся причин появления трещин в слитках спокойной стали**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 780–782

ДК 669.343
Опря Ф. и Молдован П.: **О механизме окислительного рафинирования меди**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 783–786

ДК 54–165:621.785.3:539.374
Димитреску Иоана: **Упрочнение твердых растворов на медной основе путем низкотемпературного отжига, после холодной обработки давлением**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 787–789

ДК 666.76:666.974.2
Марку К. и Венцел В.: **Замена очень сложных огнеупорных изделий деталями из огнеупорного бетона**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 790–191

ДК 669.1(430.1)
Апа Л.: **Некоторые аспекты развития черной металлургии в Федеративная Германия Республика**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 792–795

ДК 669.1.013.5 : 543.062
Киндлер Н.: **Актуальные и перспективные задачи заводских лабораторий чернометаллургической промышленности (II)**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 796–798

INHALT

Tripşa I. : 50 **Jahre metallurgisches Hochschulwesen in Rumänien.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 745–749

DK 622.785.001. 89 :662. 62

Ianache P. und *Vlădescu M.* : **Untersuchungen bezüglich Festlegung der Gleichwertigkeitszahlen bei Anwendung einiger Hilfsbrennstoffe im Sinterungsprozess.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 750–755

DK 669. 162. 2: 681.82

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* und *Vîrcolacu I.* : **Mathematisches Modell und Computer-gesteuetes Programm für Hochöfen mit Komplexbeschickung und Methan- und Sauerstoffinjektion.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 756–760

DK 669.15–194 : 621.785.72.001.89

Popescu N. und *Dumitrescu C.* : **Forschungen über das Verhalten der 40 C 10 und 40 BC 10 Stähle beim Hochanlassen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 761–766

DK 669. 715·782 : 543. 062 : 546. 11

Gâdea Suzana, *Bolgiu Maria* und *Dumitrescu C.* : **Forschungen über die Wasserstoffbestimmung in eutektischen und hypereutektischen Al-Si Legierungen.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 767–769

DK 621.74.043

Ilie D. : **Beiträge zu der Erzeugung von Gewindestücken durch Druckguss.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 770–775

DK 338. 063.5 : 65.011.4

Brănescu P. : **Rolle der spezifischen Investition bei der Analyse des wirtschaftlichen Wirkungsgrades der Investitionen und Bedeutung der Bestimmung einer Datenvergleichbarkeit.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 776–779

DK 669.141.241.2 :019.539.377

Vacu Silvia und *Lungu Fl.* : **Über Ursachen der Rissbildung in beruhigten Stahlblöcken.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 780–782

DK 669.343

Oprea Fl. und *Moldovan P.*: **Betreffs Mechanismus der oxydierenden Kupferraffination.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 783–786

DK 54–165 : 621.785.3 : 539. 374

Dimitrescu Ioana : **Härtung von Mischkristallen auf Kupferbasis durch Tiefglühen nach plastischer Kaltverformung.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 787–789

DK 666.76 :669. 974. 2

Marcu C. und *Venţel V.* : **Ersetzung der sehr komplizierten feuerfesten Erzeugnisse durch Feuerfestbetonteile.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 790–791

DK 669.1 (430.1)

Apa L. : **Einige Einzelheiten der Siderurgieentwicklung in der Deutschen Bundesrepublik.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 792–795

DK 669.1.013.5:548.062

Chindler N. : **Gegenwärtige und Aussichtsfragen für Betriebslaboratorien in der siderurgischen Industrie (II).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 796–798

CONTENTS

Tripşa I. : **50 Years of Superior Teaching in Metallurgy in Romania.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12. p, 745–749

DC 622. 785. 001. 89 : 662.62

Ianache P. and *Vlădescu M.* : **Investigations regarding equivalation indices in agglomeration processes using auxiliary solid combustibles.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 750–755

DC 669.162.2: 681.32

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* and *Vîrcolacu I.* : **Mathematical model and computer-controlled program for blast-furnaces with complex charge and methane and oxygen injection in the hot blast.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 756–760

DC 669.15–194 : 621.785.72.001.89

Popescu N. and *Dumitrescu C.* : **Investigations regarding hightempering behaviour of 40 C 10 and 40 BC 10 steel.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 761–766

DC 669. 715′ 782 : 543. 062, 546.11

Gâdea Suzana, *Bolgiu Maria* and *Dumitrescu C.* : **Investigations regarding hydrogen estimation in eutectic and hypereutectic·Al-Si alloys.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 767–769

DC 621. 74. 043

Ilie D. : **Contributions to manufacturing screwed parts by pressure die casting.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 770–775

DC 338.063.5 : 65.011.4

Brănescu P. : **Part played by specific investment in analyse of economic efficiency of investments. Necessity of ascertaining comparability.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 776–779

DC 669.141.241.2 :019. 539.377

Vacu Silvia and *Lungu Fl.* : **Considerations regarding causes of flaw occurence in kiled steel ingots.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 780–782

DC 669.343

Oprea Fl. and *Moldovan P.* : **Regarding mechanism of oxidizing refining of copper.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 783–786

DC 54–165 : 621. 785. 3 : 539. 374

Dimitrescu Ioana : **Hardening of solid solutions on copper base by low annealing after plastic cold-forming.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 787–789

DC 666. 76 : 666. 974. 2

Marcu C. and *Venţel V.* : **Replacement of very complicated refractory products by refractory concrete parts.**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 790–791

DC 669.1 (430. 1)

Apa L. : **Some aspects of siderurgy development in West-Germany.**
Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 792–795

DC 669.1.013.5 : 543.062

Chindler N. : **Present and long-range problems of plant laboratories siderurgy (I).**

Metalurgia 22 (1970), nr. 12, p. 796–798

METALURGIA

ANUL 22
Nr. 12
DECEMBRIE
1970
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

50 de ani de învățămînt metalurgic superior în România

Prof. dr. ing. I. TRIPȘA
Institutul politehnic — București

În zilele de 3—4 octombrie 1970 s-a sărbătorit, într-o atmosferă entuziastă, împlinirea a 50 de ani de învățămînt metalurgic superior în România, subliniindu-se faptul că fiind unica pe țară, Facultatea de metalurgie din Institutul politehnic—București a preluat bogatele tradiții didactice și științifice din domeniul metalurgiei feroase și neferoase ale fostelor facultăți de mine și metalurgie din București și Timișoara, precum și ale fostei facultăți de inginerie industrială din București, toate trei înființate ca secții ale Școlilor politehnice respective prin Decretul-lege dat la 10 iunie 1920 și publicat în Monitorul Oficial nr. 61 din 16 iunie 1920. Tradițiile învățământului nostru metalurgic sînt însă mult mai vechi, avîndu-și originea în străvechea dezvoltare a metalurgiei feroase și neferoase pe meleagurile României.

Primele mărturii privind metalurgia bronzului și a aurului datează la noi din neoliticul mijlociu (3500—3000 î. e. n) [1], iar cele privind extracția, reducerea și prelucrarea fierului datează din secolele IX—VIII (î.e.n.) [2].

Izvoarele scrise și arheologice demonstrează marea importanță acordată de romani, după cucerirea Daciei, extracției și prelucrării metalelor, în special a fierului, cuprului și aurului. Numărul exploatărilor sistematice a crescut în mare măsură. A crescut și nevoia de meseriași. Ca urmare, se pare că romanii ar fi organizat în zona Hunedoarei o primă școală metalurgică „Schola Fabrorum", care ar fi funcționat cîteva decenii fiind amintită în mai multe lucrări istorice. Din păcate nu s-a putut documenta cu rigoare științifică existența acestei școli deși specialiștii înclină să o considere posibilă, datorită cantităților mari de metale și aliaje prelucrate special pentru a fi duse la Roma.

Din epoca feudalismului dezvoltat au rămas date despre o a doua școală metalurgică. Într-o cronică din anii 1494 — 1495 se vorbește despre existența unei școli de argintari care a funcționat în „ceastălaltă țară", probabil Moldova lui Ștefan cel Mare.

La începutul sec. XVIII, după apariția primelor unități industriale de metalurgie în Banat, se inaugurează, la 22 ianuarie 1729, Școala de mine și metalurgie feroasă de la Oravița, transferată după vreo 60 ani la

Reşiţa, unde s-a construit, în 1771, uzina nouă, cu două furnale mari pentru acea vreme. trei ateliere de drugi de fier, unul pentru fier de scule, altul pentru poleit, un „cheresteu" şi şoproane pentru cărbuni [2].

Noua dezvoltare a industriei metalurgice din secolul al XIX-lea s-a reflectat şi asupra formelor de învăţămînt inginerese din principatele româneşti. Astfel, primele noţiuni de metalurgie sînt introduse de Gh. Asachi în 1813, în cursurile de inginerie hotarnică, înfiinţate la Şcoala grecească din Iaşi. Întru-un studiu din 1842, întocmit de o comisie largă din care face parte şi Gh. Asachi, se propune, alături de alte măsuri pentru reorganizarea şcolii de inginerie de la Iaşi, introducerea unui curs de metalurgie în anul trei la Secţia de ingineri exploatatori.

La Bucureşti cursul de metalurgie se predă din 1868, mai întîi în anul trei, la secţia de mine din Şcoala de poduri şi şosele (1868—1875), apoi în anul patru, la Şcoala de punţi şi şosele (1875—1887) şi apoi în anul doi (1887—1920),la toate secţiile acestei şcoli [3]. Este adevărat că în aceste cursuri se predau nu numai cunoştinţe de metalurgie — în înţelesul actual al acestei specialităţi — ci şi cunoştinţe mai largi din domeniul prelucrării secundare şi utilizării metalelor şi aliajelor. Cu timpul, ponderea cunoştinţelor de tehnologie mecanică creşte, cum era şi firesc, datorită profilului de învăţămînt al şcolii de poduri şi şosele ; cursul capătă denumirea corespunzătoare de „Tehnologia metalelor" sub care s-a păstrat pînă în prezent în pregătirea inginerilor nemetalurgi, de diferite specialităţi.

În anul 1920, cu ocazia transformării Şcolii de poduri şi şosele din Bucureşti în politehnică şi a creerii şcolii politehnice din Timişoara, s-a considerat necesar ca în cadrul secţiilor de mine şi metalurgie din cele două politehnici, precum şi în cadrul secţiei industriale din politehnica din Bucureşti, să se pregătească ingineri metalurgi, pentru industria feroasă şi neferoasă a ţării.

La Bucureşti, cursul de Metalurgie a fost introdus în program în ianuarie 1922 ; a fost angajat ca profesor fostul asistent de la Academia de mine şi metalurgie de la Freiberg (Germania) Ion Barbareu. La acest curs se predau cunoştinţe din domeniul extracţiei şi prelucrării fontei, oţelului şi metalelor neferoase, precum şi cunoştinţe necesare pentru folosirea utilajelor, analize chimico-metalurgice pe cale uscată, pirognostiei (analiză rapidă a minereurilor neferoase în flacăra unui arzător) etc.

Laboratorul de metalurgie, creat la Bucureşti în anul 1924, a avut la început numai două secţii : pentru analiza uscată şi pentru pirognostie.

În 1926 s-a editat cursul de metalurgie, predat de prof. Ion Barbareu, precum şi îndrumarul de laborator pentru „Determinarea minereurilor", elaborat de primul asistent, ing. Corneliu Săndulescu.

Încă de la începuturile modeste ale catedrei de metalurgie s-a stabilit o legătură permanentă şi nemijlocită cu practica industrială, prof. I. Barbareu fiind consultat de întreprinderile şi organismele de specialitate şi conducînd personal unele lucrări de importanţă pentru acea vreme. Retragerea sa din învăţămînt, în 1929, se datorează numirii sale în calitate de conducător al construcţiei unui important pod metalic de cale ferată.

În 1927 se înfiinţează la Bucureşti o Conferinţă de siderurgie prin separare din cursul de Metalurgie, care rămîne să trateze numai partea de extragere şi prelucrare a metalelor neferoase. Pentru Conferinţa de siderurgie este numit cel mai talentat şi erudit absolvent al primei serii de ingineri de mine şi metalurgie (1922) a Şcolii politehnice din Bucureşti, Traian Negrescu, care obţine în 1927 titlul de doctor în ştiinţe fizice la Sorbona. Încă de la început, profesorul Traian Negrescu a dovedit preocupări şi înclinaţii speciale pentru metalurgia fizică, introducînd în Conferinţa de siderurgie un important capitol de metalografie. Totodată laboratorul de metalurgie a fost completat, prin eforturile prof. T. Negrescu şi ale asistenţilor ing. St. Mantea şi ing. J. Buzincu, cu o secţie de metalografie şi tratamente termice, care îşi propune drept scop „cunoaşterea proprietăţilor tehnice şi mai ales fizice pe care le au sau le pot căpăta metalele prin tratamente mecanice şi termice apropiate (călire, reîncălzire, revenire etc.), deoarece aceste tratamente influenţează direct structura pieselor metalice, astfel încît rezultatele lor și chiar ele însile pot fi recunoscute prin examinarea microscopică a structurii" [3].

Conferința de siderurgie a fost transformată în 1928 în „Metalurgia fierului și mașini metalurgice", în 1933 s-a transformat în catedră, iar în 1934 s-a unit cu catedra de metalurgie, pe care prof. Traian Negrescu o ocupă în 1929.

Profesorul Traian Negrescu a desfășurat o intensă și binecunoscută activitate științifică în țară și străinătate, începută cu teza de doctor la Sorbona, despre spectroscopia cantitativă a metalelor (1927), continuată cu cercetările asupra carburilor metalice, efectuate în colaborare cu savanții suedezi Phragmen și Westgren (1928), cu editarea unor plane și schițe (1929) la cursul de Prepararea minereurilor, cu litografierea Îndrumarului de analiză uscată (1931, împreună cu asistent ing. J. Buzincu), apoi a cursului Metalurgie generală (1932), a cursului Metalurgie neferoasă (1933), a cursului Siderurgie (1934), a Ghidului de laborator pentru metalografie (1935, împreună cu asist. ing. St. Mantea), a celor două volume despre structura aliajelor neferoase (bronzuri, 1934 și alame, 1936, împreună cu prof. suplinitor St. Mantea) și cu interesantele și amplele cercetări despre natura zgurelor metalurgice, domeniu în care a pregătit pe primul doctor inginer străin al Școlii politehnice din București, pe profesorul american Welton Crook (1936).

În anii construcției socialiste prof. Traian Negrescu a desfășurat o și mai rodnică activitate didactică și științifică, unanim apreciată, ceea ce a dus la alegerea sa ca membru al Academiei R. S. România. Acad. prof. Traian Negrescu a îmbinat cu succes munca din laborator și școală cu activitatea economică, organizatorică și de conducere : a funcționat ca director în fostul Minister al Industriei și Comerțului, ca prorector al Institutului politehnic—București și ca director al fostului Centru de cercetări metalurgice al Academiei R. S. România. Mulți dintre foștii săi studenți activează cu succes în importante funcții tehnice și de conducere în industria metalurgică, chimică și constructoare de mașini. Multe cadre didactice ale Facultății de metalurgie se mîndresc că s-au numărat printre elevii săi.

Încă din primii săi ani, Facultatea de mine și metalurgie a beneficiat de cele mai bune cadre ale Școlii politehnice din București printre care s-au numărat profesorii David Emanuel, Gh. Țițeica, Traian Lalescu, D. Pompeiu, N. Urechea, Gh. Filipescu, L. Mrazec, Gh. Murgeanu, C.C.Teodorescu, Al. Codarcea, N. Petrulian , Șt. Bălan și alții.

Înființată în același an (1920), Secția de mine și metalurgie de la Școala politehnică din Timișoara a întîmpinat mai multe greutăți în organizarea cursurilor de specialitate metalurgică, din care cauză prima Conferință de metalurgie a putut funcționa abia din anul 1930—1931, după întoarcerea de la doctoratul terminat la Aachen (Germania), sub conducerea prof. Piwowarsky, a prof. dr. ing. Ion Vlădescu. Teza sa de doctorat despre influența arsenului și stibiului asupra proprietăților fontelor cenușii a fost publicată în „Archiv für das Eisenhüttenwesen", în 1931, și s-a bucurat de o unanimă apreciere.

Laboratorul și-a început activitatea în 1934, cu lucrări de analiză și pirognostie și a fost completat cu aparatură modernă pentru lucrări de metalografie în 1942.

Prof. Vlădescu și-a litografiat cursul de metalurgie predat la Timișoara în 1933, 1938 și 1942 ; în 1935 elaborează, împreună cu asist. ing. Cristodorescu Gh., primul îndrumător de laborator. Prof. Vlădescu a mai publicat ulterior alte interesante lucrări didactice și științifice din domeniul metalurgiei. El a activat, de asemenea, în producție la Atelierele C.F.R. și Regionala C. F. R. — Timișoara, precum și la Direcția generală C. F. R.

Printre valoroasele cadre profesorale care au predat cursuri la Facultatea de mine și metalurgie din Timișoara s-au numărat și profesorii V. Alaci, C. Bakony, C. Cândea, I. Cristescu, St. Nădășan, R. Răduleț, C. Severineanu, L. Stoicescu, O. Tino.

O caracteristică a inginerilor pregătiți înainte de 1948 în cele două facultăți de mine și metalurgie din București și Timișoara consta în profilul foarte larg care cuprindea întregul minerit, forajul, prelucrarea țițeiului și gazului metan etc. Această formă de pregătire nu mai putea satisface cerințele de cadre necesare dezvoltării intense a metalurgiei care s-a realizat în țară, datorită înfăptuirii cu perseverență a politicii leniniste de industrializare socialistă a țării. De aceea, prin reforma învățămîntului din 1948 se desființează cele două facultăți de mine și metalurgie și se înființează Institutul de siderurgie care a funcționat în perioada 1948—1951, avînd ca decan pe tov. prof. Gh. Vanci, cu primii doi ani de studii la Timișoara, iar ultimii doi ani, la București. În paralel, inginerii de la secția de metale neferoase se pregătesc în cadrul Facultății de chimie industrială a Institutului politehnic din București.

Unificarea celor trei forme de școlarizare în 1951, în cadrul actualei facultăți de metalurgie, din Institutul politehnic—București, a permis să se ridice nivelul de pregătire a absolvenților și să se stabilească premisele unei intense activități științifice în facultate. Ca prim decan a activat prof. Petre Dumitrașcu, urmat de prof. ing. Mihai Sarian, conf. Mihail Ghiliceanu, prof. ing. Alexandru Rău și prof. dr. ing. Florea Oprea.

Unică pe țară, Facultatea de metalurgie a pregătit în total peste 2 500 ingineri care se achită cu competență și entuziasm de sarcinile ce le revin în producție, în cercetarea științifică și în proiectarea noilor obiective industriale. Constatăm cu mîndrie că absolvenții noștri reprezintă 90% din totalul inginerilor metalurgi pregătiți în R. S. România și peste 95% din inginerii metalurgi activi în prezent în țară.

Prin grija P. C. R. și a statului Facultatea de metalurgie a parcurs un drum ascendent pe linia permanentei îmbunătățiri a procesului de învățămînt și a activității științifice. S-a întărit baza materială, creîndu-se noi laboratoare și dezvoltîndu-se cele existente. S-au îmbogățit planurile de învățămînt, programele analitice și conținutul cursurilor, seminariilor, laboratoarelor, proiectelor și practicilor în producție.

Colectivul de cadre didactice al facultății s-a completat încă de la reforma învățămîntului cu valoroase cadre de specialiști, care au devenit eminenți profesori universitari ca : prof. ing. Alexandru Rău, sărbătorit de curînd cu ocazia împlinirii a 70 de ani, cu care prilej a fost distins cu Ordinul Muncii clasa I , prof. ing. Petre Dumitrașcu, prof. ing. Dumitru Briscan, conf. dr. ing. Mihail Adrian, conf. ing. Dorin Dobrovici, precum și cu profesori care au activat temporar ca : prof. ing. R. Miculescu, prof. ing. D. Stănescu și prof. ing. Cl. Ștefănescu.

Pentru cursurile de cultură generală tehnică, facultatea a beneficiat de cele mai bune cadre profesorale ale Institutului politehnic—București.

În prezent facultatea asigură inginerului metalurg o bună pregătire tehnică generală, de profil larg, cu vaste cunoștințe matematice, fizicochimice, mecanice și electrice, îmbinată armonios cu o temeinică pregătire metalurgică pe care le însușește cu ușurință una din cele patru direcții de dezvoltare a industriilor metalurgice din țara noastră : metalurgia fontei și oțelului, metalurgia metalelor neferoase, turnarea pieselor și deformarea plastică și tratamentul termic.

În procesul modernizării învățămîntului metalurgic superior, care are loc în prezent conform sarcinilor trasate de partid și guvern, crește ponderea și importanța lucrărilor de laborator ; se caută să se dezvolte în masa studenților pasiunea pentru cercetarea științifică, pentru finalizarea practică a cunoștințelor teoretice. Toate acestea asigură viitorului absolvent premisele desfășurării unei eficiente activități în secțiile productive dar și în sectoarele de concepție din uzine, institute, centrale industriale și ministere.

Cercetarea științifică este principalul domeniu în care a cîștigat învățămîntul metalurgic superior după reforma din 1948. Pe această bază s-a putut introduce și în Facultatea de metalurgie, încă din 1952, pregătirea doctoranzilor, acordîndu-se, pînă în prezent, 25 titluri de doctor-inginer. În prezent la șapte conducători activează peste 85 doctoranzi, care abordează cele mai actuale probleme ale progresului științific în metalurgie.

Bogata activitate științifică din facultate s-a concretizat într-un număr mare de publicații (tratate, cursuri, monografii, articole și comunicări),

de brevete și certificate de autor, expertize, consultații tehnice și lucrări de cercetare efectuate la cererea unităților economice. Prin înființarea, în octombrie 1969, pe lîngă facultate, a Centrului de cercetări pentru metalurgie s-a creat un cadru mai prielnic pentru activitatea științifică a cadrelor didactice, a doctoranzilor și studenților.

Pentru sprijinul și colaborarea rodnică de pînă acum, mulțumim din toată inima Ministerelor industriei metalurgice, construcțiilor de mașini, chimice, miniere și geologiei, precum și conducerilor marilor combinate și uzine din Galați, Hunedoara, Reșița, Baia Mare, Slatina, București, Roman. Mulțumim, de asemenea, institutelor de cercetări și proiectări ICEM, ICECHIM, IMNR, ICEMIN, IPROMET, IPL, IPROMIN, precum și catedrelor de specialitate înrudită de la Brașov, București, Cluj, Iași și Timișoara. Vom sprijini din plin Institutul de subingineri metalurgi înființat de curînd la Hunedoara.

Din întregul istoric al învățămîntului metalurgic superior din România dar mai ales din conștiința deosebitelor succese obținute în anii construcției socialiste, se reliefează cu putere cele trei surse ale progresului nostru, dragostea fierbinte de țară și popor, atașamentul de nezdruncinat față de Partidul Comunist Român și pasiunea de nestins față de nobila profesiune de care ne-am legat întreaga viață. Fie ca ele să dea mai mult preț contribuției pe care și-o aduce fiecare inginer metalurg la dezvoltarea industriei noastre și, prin aceasta, la ridicarea României socialiste pe cele mai înalte culmi ale civilizației umane, sub steagul atotbiruitor al Partidului Comunist Român.

STUDII ŞI CERCETĂRI

Cercetări privind stabilirea indicilor de echivalare la folosirea în procesul de aglomerare a unor combustibili solizi auxiliari

Ing. P. IANACHE şi ing. M. VLĂDESCU

Institutul de cercetări metalurgice

CZ 622. 785.001, 89: 662.62

RECHERCHES CONCERNANT L'ÈTABLISSEMENT DES INDICES D'ÉQUIVALENCE LORS DE L'UTILISATION, DANS LE PROCESSUS D'AGGLOMÉRATION, DE CERTAINS COMBUSTIBLES AUXILIAIRES, SOLIDES

Afin d'établir le type de combustible le plus économique comme remplaçant du coke broyé, classique, on a étudié et on présente dans cet article l'influence de la proportion de remplaçant ainsi que de la hauteur de la couche de matériel sur la bande d'agglomération, sur l'indice d'équivalence, dans le cas ou l'on utilise pour l'agglomération du coke obtenu dans les fourneaux horizontaux de Reşiţa, du coke de fluidisation obtenu dans le fourneau à grille-brûleur de l'usine ,,Victoria''— Călan et du charbon dégazé.

Les expérimentations ont été effectuées dans une installation pilote, type cuve d'agglomération.

INVESTIGATIONS REGARDING EQUIVALATION INDICES IN AGGLOMERATION PROCESSES USING AUXILIARY SOLID COMBUSTIBLES

The paper studies, in view to find most economical combustibles as substitutes for standard small coke, the influence of substitution ratio and of charge high on the agglomerating band upon the equivalation index. Coke obtained from the horizontal furnaces in Reşiţa, fluidization coke obtained from the burning-grate furnace in Plant ,,Victoria'' Călan and distorted coke were used.

Investigations were performed in a pilot plant, of the agglomeration-shaft type.

Creşterea tot mai accentuată a deficitului de cocs mărunt la aglomerarea minereurilor de fier atît pe plan mondial, cît şi în R.S. România a impus studierea posibilităţilor de înlocuire a cocsului clasic cu diverşi combustibili indigeni.

În scopul stabilirii combustibilului cel mai economic ce ar putea constitui un înlocuitor parţial sau total al cocsului mărunt, în staţia pilot de aglomerare în cuvă de la ICEM, în anul 1969 s-au efectuat experimentări de aglomerare cu o serie de combustibili, cum ar fi : cocsul obţinut în cuptoarele orizontale de la Reşiţa, cocsul de fluidizare de grătar arzător şi cărbune defumat în R. P. Polonă din cărbuni R. S. R.

Cuva de aglomerare utilizată are dimensiunile 320 × 330 mm, înălţimea stratului de material fiind de 300 şi 400 mm.

Reţeta de aglomerare, asemănătoare celei utilizate curent la Combinatul siderurgic — Hunedoara, a fost următoarea : 50% minereu mărunt Krivoi Rog ; 25% concentrat Teliuc ; 15% concentrat Căpuş ; 10% praf de furnal. Compoziţia chimică şi granulometrică a materiilor prime utilizate este dată în tabelele 1 şi 2.

În tabelele 3 şi 4 sînt prezentate analiza tehnică şi compoziţia granulometrică a combustibililor utilizaţi.

Tabela 1

Materialul	Compoziţia chimică, %										
	Fe_{tot}	FeO	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	MnO	S	P	C	P. C
Minereu Krivoi Rog	53,02	3,28	17,80	0,80	1,51	0,26	0,29	0,15	0,008	—	2,82
Concentrat Teliuc	53,84	22,81	6,02	0,70	2,96	9,69	3,08	0,88	0,012	—	4,81
Concentrat Căpuş	33,94	2,95	7,64	2,95	16,07	1,52	0,12	0,09	0,020	—	21,23
Praf furnal	39,62	16,13	12,55	2,10	7,24	3,58	2,43	0,58	0,012	11,20	15,82
Calcar	—	—	1,33	0,72	53,75	0,65	—	0,03	—	—	42,45

Tabela 2

Materialul	Compoziţia granulometrică, %									
	+10 mm	10 – 5	5 – 3	3 – 2	2 – 1	1 – 0,5	0,5 – 0,25	0,25 – 0,1	0,1 – 0,063	– 0,063 mm
Minereu Krivoi Rog *	—	19,3	10,0	5,9	15,6	9,6	12,1	23,9	2,5	1,1
Concentrat Teliuc	—	—	—	—	—	—	1,6	15,5	35,7	47,2
Concentrat Căpuş	—	—	—	—	5,7	17,2	46,2	27,8	2,2	0,9
Praf furnal	—	—	1,9	3,8	2,4	6,2	18,9	57,8	5,7	3,3
Calcar	—	—	—	2,3	23,7	31,8	22,7	18,2	1,0	0,3

* Minereul de Krivoi Rog a fost cernut pe sita de 10 mm înainte de experimentări.

S-au efectuat experimentări cu două sorturi de cărbune defumat, prima din granulaţia 0–80 mm, adică granulaţia obişnuită a cărbunelui defumat, şi o a doua, din clasa 0–25 mm, obţinută prin sortarea primei granulaţii. Returul a fost menţinut constant la toate încercările, reprezentînd 30% din totalul de minereu şi calcar. Bazicitatea aglomeratului a fost menţinută în intervalul 1,05 ± 0,05.

Tabela 3

Combustibilul	W^a, %	A^{anh}, %	V^{anh}, %	C^{anh}_{fix}, %
Cocs clasic	0,08	14,38	1,18	84,44
Cocs de cuptor orizontal Reşiţa	0,84	18,78	2,06	79,16
Cocs de fluidizare de grătar arzător	6,48	16,19	4,81	79,00
Cocs de fluidizare cu antrenare totală	3,36	17,11	9,04	73,85
Cărbune defumat :				
0 – 80 mm	4,92	10,80	13,36	75,84
0 – 24 mm	4,39	13,46	15,86	70,68

Tabela 4

Combustibilul	Compoziţia granulometrică, %				Greutatea în vrac, kg/m³	Reactivitatea la 850°C, %
	3–1	1–0,5	0,5–0,2	–0,2		
Cocs clasic	26,0	21,3	23,6	29,1	870	86
Cocs de cuptor orizontal Reşiţa	21,9	20,0	22,6	35,5	740	119
Cocs de fluidizare de grătar arzător	49,3	23,9	13,4	13,4	250	140
Cocs de fluidizare cu antrenare totală	30,4	20,0	24,4	25,2	270	159
Cărbune defumat :						
0 – 80 mm	23,2	21,4	22,3	33,1	680	170
0 – 25 mm	22,0	20,2	21,1	36,7	700	167

Stabilirea consumurilor optime de combustibil şi, respectiv, a indicilor de echivalare, s-a efectuat pe baza echilibrării returului, adică prin obţinerea unei cantităţi egale de retur din şarja de aglomerat cu cea introdusă în cuva de aglomerare (deci identic unei funcţionări normale a unei fabrici de aglomerare).

Gradul de echilibrare a returului s-a calculat cu relaţia :

$$E = \frac{R_r}{R_i} \cdot 100, \qquad (1)$$

în care :

E este gradul de echilibrare a returului, % ;

R_r — cantitatea de retur rezultată, kg ;

R_i — cantitatea de retur încărcată în cuvă, kg.

În timpul experimentărilor au fost menţinute constante condiţiile de amestecare a încărcăturii, modul de încărcare în cuvă, înălţimea patului de aglomerare şi modul de aprindere.

Aprinderea s-a efectuat cu un arzător de gaz metan (Q = 12 Nm ³/h), după aprindere montîndu-se pe cuvă hota de aspiraţie care a per-

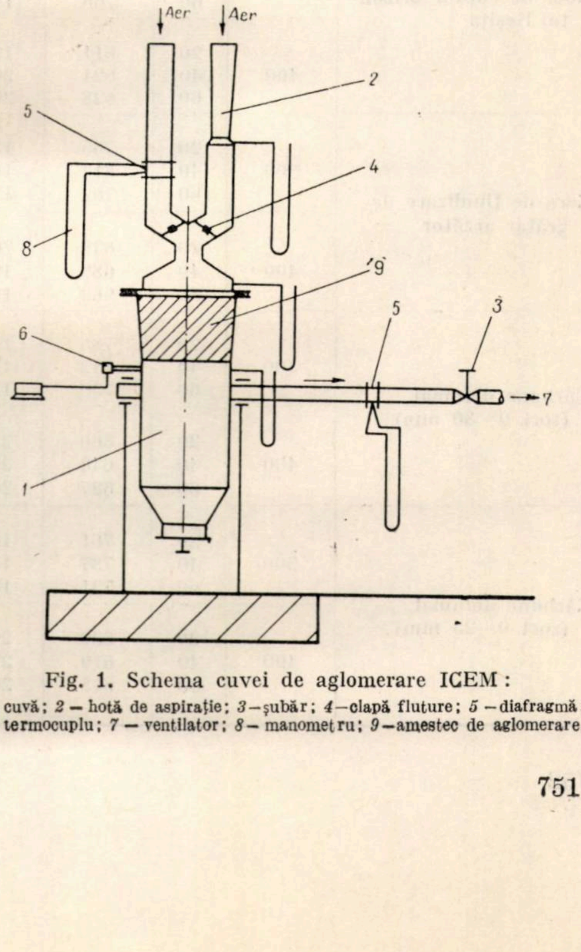


Fig. 1. Schema cuvei de aglomerare ICEM :

1 – cuvă ; *2* – hotă de aspiraţie ; *3* – şubăr ; *4* – clapă fluture ; *5* – diafragmă ; *6* – termocuplu ; *7* – ventilator ; *8* – manometru ; *9* – amestec de aglomerare.

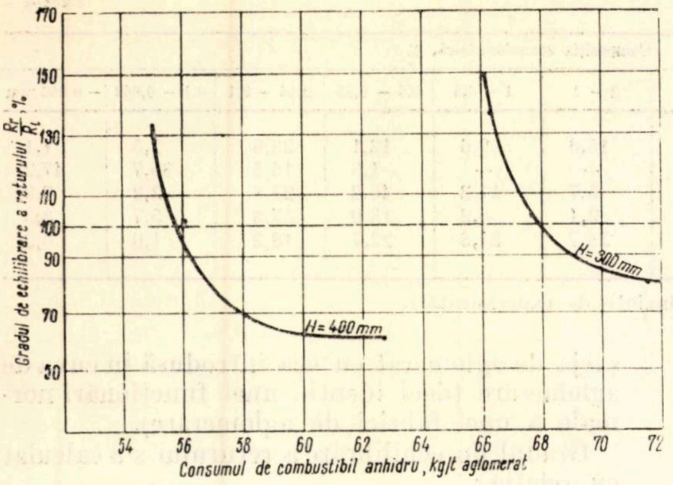


Fig.2. Variaţia gradului de echilibrare în funcţie de consumul de combustibil anhidru.

mis menţinerea sub grătar a unei depresiuni constante (900 mm H_2O), fapt care a asigurat o similitudine a desfăşurării procesului de aglomerare la toate experimentările efectuate, micşorînd cîmpul de împrăştiere a rezultatelor obţinute şi apropiind condiţiile de experimentare de cele de la banda de aglomerare.

Reductibilitatea aglomeratului s-a efectuat conform metodei ICEM [1] în pat staţionar ($t = 850$ °C, $Q_{H_2} = 750$ l/h, durata = 40 min).

Pentru a putea studia comportarea în procesul de aglomerare a combustibililor enumeraţi anterior s-au efectuat încercări pentru stabilirea unei perioade de referinţă cu cocs mărunt clasic, înălţimea stratului de material atît la referinţă, cît şi la experimentările propriu-zise fiind de 300 şi 400 mm.

Consumurile optime de combustibil au fost stabilite pe baza unei echilibrări a returului de 100 ± 5% pentru ambele înălţimi de strat, influenţa consumului de combustibil asupra gradelor de echilibrare fiind reprezentată în figurile 2 şi 3.

Pentru atingerea unui grad de echilibrare de 100% s-au efectuat şapte şarje pentru fiecare înălţime a stratului, patru dintre ele avînd echilibrarea urmărită (100%), iar celelalte diferită, conform diagramelor din figurile 2 şi 3. Cele patru şarje echilibrate au fost reprezentate în aceste figuri prin media lor.

Tabela 5

Combustibilul / Parametrii	Înălţimea stratului, mm	Proporţia de inlocuire, %	Productivitatea instalaţiei pilot, kg/m²·h	Rezistenţa la tobă −5 mm, %	Viteza de aglomerare, mm/min	Gradul de echilibrare, %	Caracteristicile aglomeratului			
							Fe tot, %	FeO, %	I. B. —	Reductibilitatea, %
Cocs mărunt clasic	300	—	722	17,8	9,76	103,3	47,37	15,95	1,01	68,5
	400	—	601	20,0	9,43	102,0	47,31	11,24	1,01	76,5
Cocs de cuptor orizontal Reşiţa	300	20	721	18,0	9,72	105,5	47,11	16,32	1,02	71,5
		40	753	18,2	10,00	95,5	47,13	16,88	1,01	72,5
		60	766	18,0	10,18	94,4	46,87	16,64	1,06	70,05
	400	20	611	19,5	9,97	101,3	48,21	10,89	1,01	76,0
		40	621	20,0	9,89	96,5	48,45	10,95	0,96	75,0
		60	628	20,6	10,08	104,1	48,45	11,37	0,96	73,5
Cocs de fluidizare de grătar arzător	300	20	765	18,0	10,4	95,9	46,43	17,08	1,12	71,5
		40	817	18,4	11,18	100,0	46,18	14,85	1,03	73,0
		60	782	17,8	11,10	103,4	47,32	14,63	1,05	70,5
	400	20	648	20,3	10,25	95,0	48,41	11,53	0,96	72,2
		40	689	19,7	11,22	97,1	48,22	10,26	0,95	72,5
		60	663	19,7	11,53	104,4	47,71	9,78	1,00	74,0
Cărbune defumat (sort 0−80 mm)	300	20	785	17,7	10,17	94,3	46,98	16,27	1,10	69,0
		40	742	17,7	10,36	99,1	46,38	16,09	1,11	70,2
		60	720	18,3	10,36	98,3	47,15	19,03	1,06	70,0
	400	20	660	21,0	10,39	104,4	47,73	11,34	1,01	72,5
		40	640	20,3	10,12	98,6	47,38	10,53	1,01	78,0
		60	627	20,8	10,08	101,4	47,34	10,01	0,97	76,5
Cărbune defumat (sort 0−25 mm)	300	20	761	18,3	10,17	99,2	47,24	14,44	1,04	69,0
		40	737	18,7	10,00	98,3	47,61	14,60	1,04	70,2
		60	731	18,0	9,90	96,0	47,70	13,91	1,07	69,3
	400	20	639	21,0	10,25	100,4	47,45	10,76	1,03	74,0
		40	619	21,1	10,17	104,2	47,38	10,07	1,97	74,0
		60	615	20,2	10,08	100,0	47,16	11,92	0,99	75,0

Creșterea înălțimii stratului de material în cuvă, de la 300 la 400 mm, a avut următoarele efecte (tabela 5):

— Micșorarea consumului de combustibil anhidru, raportată la tona de aglomerat, cu circa 17%.

Această scădere a consumului de combustibil este cauzată de însăși natura procesului de aglomerare. La descărcarea cuvei de aglomerare sau a benzii, stratul superior este în întregime răcit și căldura sensibilă a încărcăturii este concentrată în partea inferioară. Mărirea înălțimii stratului duce la creșterea respectivă a zonei deja răcite a șarjei și deci la scăderea căldurii sensibile a aglomeratului la descărcare [2]. Cu alte cuvinte, pierderile prin căldura sensibilă sînt mult mai reduse, o dată cu mărirea înălțimii stratului, și aceasta se traduce printr-o micșorare a consumului de combustibil necesar obținerii unui aglomerat calitativ identic.

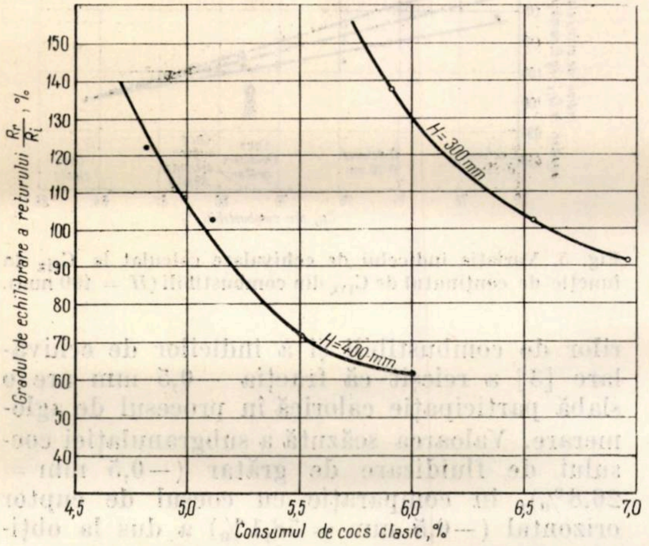


Fig. 3. Variația gradului de echilibrare în funcție de consumul de cocs clasic.

— Un alt efect al măririi stratului de material este scăderea productivității instalației pilot cu circa 16%, datorită micșorării debitului de aer, respectiv creșterii pierderilor de presiune, simultan cu mărirea înălțimii stratului. Pentru a se evita micșorările productivității, la mărirea stratului este necesară deci o mărire corespunzătoare a depresiunii sub grătar.

Stabilirea valorilor indicilor de echivalare, respectiv a comportării, în procesul de aglomerare a combustibililor înlocuitori utilizați, s-a studiat în funcție de proporția de înlocuire și înălțimea stratului.

Proporțiile de înlocuire a cocsului mărunt clasic cu un alt combustibil au fost de 20, 40 și 60%, iar înălțimile stratului, de 300 și 400 mm. Calitatea aglomeratului, consumurile de combustibili și indicii de echivalare s-au calculat pentru un grad de echilibrare a returului de 100 ± 5%. La obținerea acestei valori a gradului de echilibrare s-au efectuat încă două șarje pentru confirmarea rezultatelor obținute la fiecare proporție de amestec și înălțime de strat. Principalii parametri obținuți la experimentările de aglomerare sînt prezentați în tabela 5.

Pe baza consumurilor specifice de combustibil anhidru (kg/t aglomerat), prezentate în tabela 6, s-au calculat indicii de echivalare raportați la combustibil anhidru și carbon fix (tabela 7).

Ca o regulă generală s-a constatat (tabela 7) că indicii de echivalare calculați la carbon fix atît pentru înălțimea de 300 mm, cît și pentru 400 mm cresc cu proporția de amestec și scad pentru aceeași proporție cu mărirea înălțimii stratului de la 300 la 400 mm.

Tabela 6

Combustibilul	H = 300 mm				H = 400 mm			
	Proporția de amestec, %				Proporția de amestec, %			
	Referință	20	40	60	Referință	20	40	60
Cocs cuptor orizontal Reșița:								
— cocs clasic	67,72	55,40	42,65	27,22	56,08	45,00	34,34	23,21
— combustibil auxiliar	—	13,63	29,33	48,74	—	12,50	24,77	37,36
Cocs de fluidizare de grătar:								
— cocs clasic	67,72	55,95	41,37	27,77	56,08	43,93	33,09	21,60
— combustibil auxiliar	—	12,78	28,45	46,38		12,96	24,45	37,28
Cărbune defumat 0—80 mm:								
— cocs clasic	67,72	55,27	41,00	28,33	56,08	44,50	33,44	21,79
— combustibil auxiliar	—	15,00	35,28	53,13	—	13,78	27,72	43,13
Cărbune defumat 0—25 mm:								
— cocs clasic	67,72	54,59	41,49	27,10	56,08	44,02	34,53	22,79
— combustibil auxiliar	—	17,52	37,63	58,82	—	15,85	29,46	47,67

Tabela 7

Combustibilul	Proporția în amestec	Indicii de echivalare calculați la:			
		Combustibilul anhidru		Carbonul fix	
		$H = 300$ mm	$H = 400$ mm	$H = 300$ mm	$H = 400$ mm
Cocs clasic	100	1,0	1,0	1,0	1,0
Cocs cuptor orizontal Reșița	20	1,106	1,128	1,017	1,057
	40	1,169	1,139	1,087	1,068
	60	1,203	1,136	1,123	1,067
Cocs de fluidizare de grătar	20	1,085	1,075	1,003	1,000
	40	1,079	1,063	0,996	0,997
	60	1,160	1,081	1,080	1,012
Cărbune defumat 0–80 mm	20	1,224	1,190	1,076	1,070
	40	1,320	1,224	1,176	1,100
	60	1,357	1,257	1,205	1,132
Cărbune defumat 0–25 mm	20	1,334	1,315	1,100	1,104
	40	1,435	1,367	1,192	1,147
	60	1,448	1,432	1,208	1,201

Variația indicilor de echivalare* cu conținutul de carbon fix din combustibili, pentru cele două înălțimi de strat, este reprezentată în figurile 4 și 5. Se observă că o dată cu creșterea conținutului de carbon fix, indiferent de înălțimea stratului, indicii de echivalare scad.

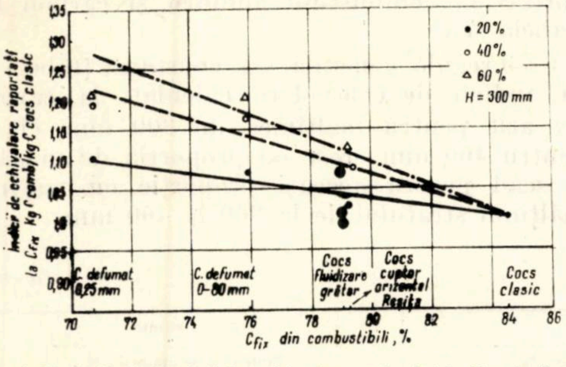


Fig. 4. Variația indicelui de echivalare calculat la C_{fix} în funcție de conținutul de C_{fix} din combustibili ($H = 300$ mm).

Influența negativă a conținutului de materii volatile asupra indicilor de echivalare, pentru sorturile de combustibili utilizați, este redată în figurile 6 și 7.

Din diagramele de variație studiate anterior (fig. 4, 5, 6 și 7) se observă că punctele reprezentînd conținuturile de C_{fix} și volatile ale cocsului de fluidizare de grătar corespund unor indici de echivalare care nu se înscriu în variațiile liniare ale celorlalți combustibili. Explicația valorilor acestor indici este următoarea: în lucrările ICEM, din anul 1968, privind influența granulației combustibililor asupra consumurilor de combustibili și a indicilor de echivalare [3] a reieșit că fracția –0,5 mm are o slabă participație calorică în procesul de aglomerare. Valoarea scăzută a subgranulației cocsului de fluidizare de grătar (–0,5 mm = 26,8%), în comparație cu cocsul de cuptor orizontal (–0,5 mm = 58,1%) a dus la obți-

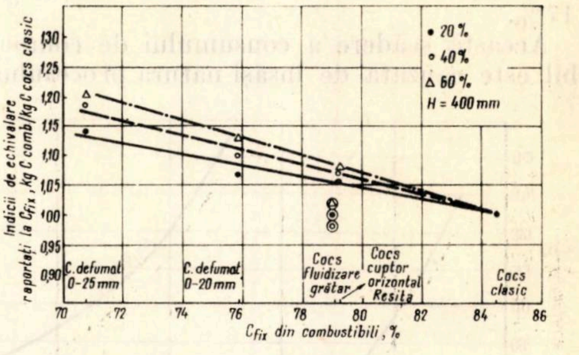


Fig. 5. Variația indicelui de echivalare calculat la C_{fix} în funcție de conținutul de C_{fix} din combustibili ($H = 400$ mm).

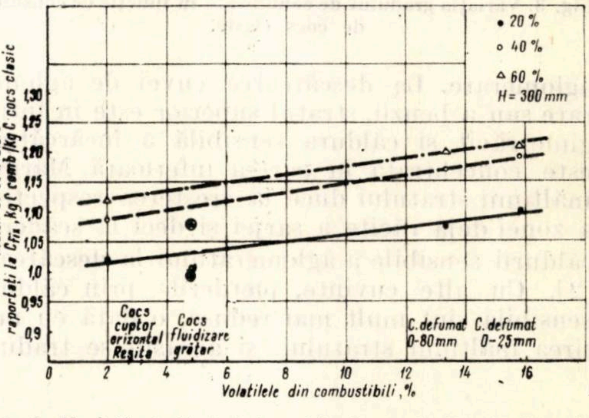


Fig. 6. Variația indicelui de echivalare calculat la C_{fix} în funcție de conținutul de materii volatile din combustibili ($H = 300$ mm).

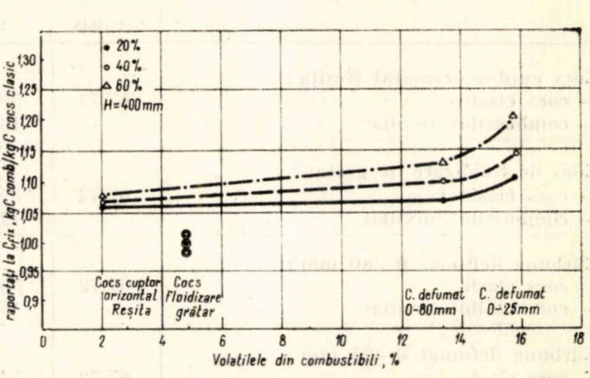


Fig. 7. Variația indicelui de echivalare calculat la C_{fix} în funcție de conținutul de materii volatile din combustibili ($H = 400$ mm).

---

* Calculați la C_{fix}.

nerea acestor indici de echivalare mai mici decît cei realizați la utilizarea cocsului de cuptor orizontal.

Conținutul ridicat de materii volatile ale celor două sorturi de cărbune defumat, care atrage o scădere a conținutului de carbon fix, a influențat negativ indicii de echivalare, valoarea acestora crescînd [4].

Concluzii. În urma experimentărilor de aglomerare efectuate cu diverși combustibili auxiliari au rezultat următoarele:

— În scopul obținerii unor indici de echivalare calculați la carbon fix de 1,0—1,1, la înlocuirea cocsului mărunt clasic cu un combustibil solid auxiliar, este necesar ca conținutul de carbon fix al acestui combustibil să fie de peste 80%. În plus, conținutul de materii volatile este limitat la 6—7%, deoarece valori mai mari ale acestora determină depuneri de gudroane pe traseul gazelor arse.

— Granulația combustibililor folosiți la aglomerare influențează consumul de combustibil în sensul că micșorarea fracției —0,5 mm duce la obținerea unor consumuri de combustibil mai scăzute, atunci cînd analiza tehnică a combustibililor este identică.

— Dintre combustibilii auxiliari utilizați la experimentări, cele mai bune rezultate privind productivitatea și indicii de echivalare s-au obținut la utilizarea cocsului de cuptor orizontal și a cocsului de fluidizare de grătar drept înlocuitori ai cocsului mărunt.

— Cărbunele defumat, în condițiile unui conținut de materii volatile de 13—15%, datorită puterii sale calorice reduse [5] nu poate fi folosit ca înlocuitor al cocsului clasic, valoarea indicilor de echivalare la carbon fix fiind peste 1,2.

BIBLIOGRAFIE

[1] Țocu P. Metalurgia, nr. 5, 1967, p. 269—271.

[2] Boucraut M. și Rochas R. Revue de métallurgie, nr. 12, 1968, p. 835—844.

[3] Avram C., Ianache P. ș.a. Cercetări metalurgice, nr. 11, 1970, p. 75—90.

[4] Dobrovici D., Prisecaru J. și Banciu M. Metalurgia fontei, București, Ed. tehnică, 1966.

[5] Michard J. Iron and Coal Trades Review, iulie, 1957, p. 143—145.

◆

ÎN ATENȚIA AUTORILOR

— Articolele se trimit la redacție în dublu exemplar, dactilografiate la două rînduri.

— Articolele vor purta, în mod obligatoriu, semnătura autorilor și adresa lor exactă, pentru corespondență și retribuție.

— După titlul articolului, autorii vor indica: numele și prenumele întreg, titlul universitar, denumirea completă a instituției la care funcționează.

— Articolele nu vor depăși:

— 3 pagini dactilografiate pentru recenzii, cronici etc.

— 8 pagini dactilografiate pentru lucrări originale, cercetări experimentale, lucrări de sinteză.

— Este necesar ca articolele care tratează probleme de tehnologie să cuprindă și măsurile adecvate de protecția muncii.

— Articolele originale vor fi însoțite de un rezumat de maximum 1 pagină în vederea traducerii în limbi străine. Rezumatul trebuie să cuprindă: ipoteza de lucru, metoda folosită în lucrare, rezultatele obținute, concluziile asupra temei prezentate în articol.

— Bibliografia citată în text se va anexa la articol și va fi redactată după cum urmează:

— pentru cărți: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul întreg al cărții, în limba originală, editura, localitatea, anul apariției;

— pentru reviste sau alte publicații periodice: numele autorului, inițiala prenumelui, titlul lucrării în limba română, titlul revistei, numărul, anul, pagina.

— Articolele vor fi însoțite de o legendă a figurilor.

— Autorii vor primi articolul în formă culeasă pentru „Bun de tipar"; ei vor putea modifica numai greșelile tipografice sau erorile de conținut; nu se va ține seamă de modificările stilistice. Materialul cu viza „Bun de tipar" se va înapoia redacției în cel mult două zile.

— Nu se trimit lucrări care au mai fost trimise spre publicare altor reviste.

— Articolele respinse nu se restituie autorilor.

— Manuscrisele vor fi trimise pe adresa:
Centrul de documentare și publicații tehnice al M.I.M., revista Metalurgia, str. Academiei 7, sector 1, București.

Model matematic și schema de conducere cu calculator pentru furnale cu încărcătură complexă și injecție de gaz metan și oxigen în aerul suflat

Prof. ing. **P. DUMITRAȘCU**, conf. dr. ing. **I. OPRESCU** și ing. **I. VÎRCOLACU**

Institutul politehnic – București

Z 669.162.2:631.3 2

MODÈLE MATHÉMATIQUE ET SCHÉMA DE COMMANDE À CALCULATEUR, POUR LES FOURNEAUX À CHARGE COMPLEXE ET INJECTION DE GAZ MÉTHANE ET D'OXIGÈN DANS L'AIR INSUFFLÉ

Basé sur une étude expérimentale, de 90 jours, effectuée sur un fourneau ayant un volume utile de 1 700 m^3, on a établi un modèle mathématique stationnaire de ce dernier, basé sur la balance des éléments actifs du processus (O_2, H_2, C) et sur la balance thermique de la zone d'élaboration.

Les équations du modèle expriment la production spécifique du fourneau P_{Fs} (tf. fonte/Nm^3 air insufflé) et l'énergie thermique cédée à la charge, dans la zone d'élaboration E_t (kcal/tf. fonte).

Le modèle tient compte de la variation de la composition de la charge, obligatoire pour ce fourneau, et il est établi dans les conditions de l'injection du gaz méthane et d'oxygène dans l'air insufflé.

On propose un schéma de commande à calculateur, du fourneau, dans lequel on a prévu des sous-ensambles de calcul pour les données concernant la charge et la valeur de référence de l'énergie thermique, en vue de rapprocher les équations du modèle des conditions réelles de fonctionnement du fourneau.

À la fin de l'article on indique la hiérarchie des paramètres de reglage, en tenant compte du comportement dynamique général du fourneau.

MATHEMATICAL MODEL AND COMPUTER-CONTROLLED PROGRAM FOR BLAST-FURNACES WITH COMPLEX CHARGE AND METHANE AND OXYGEN INJECTION IN THE HOT BLAST

Based on a 90 day lasting experimental study of a 1,700 m^3 useful capacity blast-furnace, a stationary mathematical model was developed, based on the thermal balance of the elaboration zone.

Model equations express the specific output of the blast-furnace P_{Fs} (t raw-iron/Nm^3 hot-blast) and the thermal energy yielded to the charge in the elaboration zone E_t (kcal/t raw-iron).

The model takes into consideration changes — compulsory for this blast-furnace — in charge composition, as well as the special conditions generated by methane and oxygen injection into the hot blast.

The author offers a computer-controlled program for the blast-furnace, in which special computing parts are foreseen for data pertaining to the charge and to the reference quantity regarding thermal energy, in view to adjust the model's equations according to the real operating conditions of the blast-furnace.

Finally, hierarchy of control parametra is shown, taking into account the aggregate dynamic behaviour of the blast-furnace.

Modelele matematice ale furnalului cu aplicare industrială, stabilite pînă în prezent, sînt determinate pentru furnale relativ mici, funcționînd cu o încărcătură cu puțini componenți (frecvent 100% aglomerat), riguros pregătită, și cu injecție de păcură în aerul suflat [1], [2].

Aceste modele nu sînt direct aplicabile furnalelor din R.S. România, care lucrează obligatoriu, din motive obiective, cu încărcături multicomponente cu caracteristici (compoziție chimică, compoziție granulometrică, umiditate etc.) variabile în timp și cu injecție de gaz metan și oxigen în aerul suflat.

Lucrarea are drept scop stabilirea unui model matematic staționar, cu spectru larg, particularizat pentru furnalul nr. 1 de la Combinatul siderurgic — Galați, și a unei scheme de conducere cu calculator a furnalului, după modelul propus.

Stabilirea modelului matematic. Modelul matematic s-a stabilit pe baza unui studiu experimental de aproximativ 90 de zile (222 de schimburi) asupra furnalului nr. 1 de la Combinatul siderurgic — Galați. S-a considerat procesul din furnal ca fiind, în principal, un transfer de masă, favorizat printr-un transfer de căldură între fluxul descendent de încărcătură solidă rece și fluxul ascendent de gaz fierbinte. Expresia generală a acestui transfer este dată de relația:

$$P_F = f^{-1}\,(E_t), \tag{1}$$

unde:

P_F este productivitatea furnalului;

E_t — energia termică cedată încărcăturii, a cărei detaliere, pe baza reacțiilor din furnal, a bilanțurilor de elemente (oxigen, hidrogen, carbon) și a bilanțului termic, duce la stabilirea unui model staționar al acestuia

Particularizarea expresiei (1), pentru întregul furnal, deci stabilirea modelului matematic global, este dificilă, dat fiind neregularitățile importante din zona superioară de pregătire a încărcăturii și ținînd seamă de considerațiile expuse în [1]. Ca urmare, într-o primă etapă, se consideră rațional să se stabilească un model al zonei inferioare de elaborare a furnalului, de tipul celor prezentate în [1], însă care să-și lărgească spectrul pentru a ține seamă de variația caracteristicilor încărcăturii și de injecția de gaz metan și oxigen în aerul suflat.

Extinderea acestui model la întregul furnal, care va constitui obiectul unei lucrări ulterioare, este de importanță deosebită pentru furnalele din R.S. România la care, chiar în condițiile automatizării convenționale avansate, zona de pregătire are o funcționare care se abate de la cea ideală [1], din cauza perturbațiilor în caracteristicile încărcăturii.

Modelul matematic se stabilește din bilanțul de elemente și bilanțul termic ale zonei de elaborare, avînd ca parametru principal energia termică cedată patului de fuziune la temperaturi peste 1 000°C, E_t [kcal/tf. fontă] și ca parametri auxiliari, productivitatea furnalului P_F [tf. fontă/h] și producția specifică P_{Fs} [tf. fontă/Nm³ aer suflat].

Parametrii P_F și P_{Fs} se stabilesc din bilanțul de oxigen al zonei de elaborare, dat de expresia generală :

$$Q_{O_2\,inc} + Q_{O_2\,aer} = Q_{O_2\,gaz} + Q_{O_2\,rd}\,,\ \mathrm{Nm^3/h}, \quad (2)$$

unde :

$Q_{O_2\,inc}$ este debitul de oxigen ce trece din încărcătură în gazul de furnal;
$Q_{O_2\,aer}$ — debitul de oxigen din aerul suflat uscat, inclusiv oxigenul injectat ;
$Q_{O_2\,gaz}$ — debitul de oxigen din gazul de furnal sub formă de CO și CO_2 ;
$Q_{O_2\,rd}$ — debitul de oxigen din gazul de furnal sub formă de H_2O, corespunzător reducerii directe cu hidrogen.

În această relație, primii trei termeni au expresiile :

$$Q_{O_2\,inc} = P_F \cdot \frac{22{,}4}{32}[O_2]_i\,,\ \mathrm{Nm^3/h} \quad (3)$$

$$Q_{O_2\,aer} = Q_a \cdot (0{,}21 + \mathrm{O}),\ \mathrm{Nm^3/h} \quad (4)$$

$$Q_{O_2\,gaz} = \frac{1}{2}\cdot 0{,}79 \cdot Q_a \cdot \frac{[CO]_g + 2\cdot[CO_2]_g}{[N_2]_g},\mathrm{Nm^3/h}, \quad (5)$$

unde :

P_F este productivitatea furnalului, tf. fontă/h ;
$[O_2]_i$ — cantitatea de oxigen din oxizii feroși și neferoși și din carbonații din încărcătură, kgf/tf. fontă ;
Q_a — debitul de aer suflat, Nm³/h ;
$\mathrm{O} = Q_{O_2} : Q_a$, Q_{O_2} fiind debitul de oxigen injectat, Nm³/h ;
$[CO]_g$, $[CO_2]_g$, $[N_2]_g$ — conținuturi în gazul de furnal, %.

Debitul de oxigen sub formă de H_2O, $Q_{O_2 rd}$ rezultă din bilanțul de hidrogen, sub formă generală :

$$Q_{O_2 rd} = \frac{1}{2}\,(Q_{H_2\mathrm{cocs}} + Q_{H_2\mathrm{met}} - Q_{H_2\mathrm{gaz}}),\ \mathrm{Nm^3/h}, \quad (6)$$

unde :

$Q_{H_2\mathrm{cocs}}$ este debitul de hidrogen provenit din cocs ;
$Q_{H_2\mathrm{met}}$ — debitul de hidrogen din gazul metan ;
$Q_{H_2\mathrm{gaz}}$ — debitul de hidrogen din gazul de furnal.

Termenii din relația (6) au expresiile :

$$Q_{H_2\mathrm{cocs}} = \left(\frac{12}{22{,}4}\cdot 0{,}79\,Q_a\frac{[CO]_g+[CO_2]_g}{[N_2]_g} - P_F[C]_i + {} \right.$$
$$\left. +10\cdot P_F\cdot[C]_f - \frac{16}{22{,}4}\cdot 0{,}746\cdot Q_m\right)\cdot$$
$$\cdot\frac{22{,}4}{2}\cdot 0{,}0083, \qquad \mathrm{Nm^3/h} \quad (7)$$

$$Q_{H_2\mathrm{met}} = 0{,}25\cdot\mathrm{O}\cdot Q_m, \qquad \mathrm{Nm^3/h} \quad (8)$$

$$Q_{H_2\mathrm{gaz}} = 0{,}79\cdot Q_a\cdot\frac{[H_2]_g}{[N_2]_g}, \qquad \mathrm{Nm^3/h}, \quad (9)$$

unde :

Q_m este debitul de gaz metan injectat, Nm³/h ;
$[C]_i$ — cantitatea de carbon din carbonații din încărcătură, kgf/tf. fontă ;
$[C]_f$ — conținutul de carbon din fontă, % ;
$[H_2]_g$ — conținutul în gazul de furnal, %.

Relația (7) este stabilită pe baza bilanțului de carbon. În bilanțuri s-au neglijat factorii cu acțiune redusă. S-a considerat pentru gazul metan românesc $[H_2]_m = 25{,}075$ % ; $[C]_m = 74{,}625$ %. Pentru cocs s-a determinat valoarea medie $[H_2]_K : [C]_K = 0{,}0083$; această valoare variază în limitele 0,006 — 0,01, ceea ce introduce abateri neglijabile de la valorile medii ale termenilor bilanțului în ansamblu.

Înlocuind relațiile (3) — (9) în ecuația generală de bilanț (2), rezultă prin explicitare productivitatea furnalului :

$$P_F = \frac{Q_a\cdot[0{,}414\cdot G_1 + 0{,}395\cdot G_2 - \mathrm{O} - 0{,}21] + 0{,}1\cdot Q_m}{0{,}7\cdot[O_2]_i + 0{,}046\cdot[C]_i - 0{,}46\,[C]_f},$$

tf. fontă/h (10)

unde :

$$G_1 = \frac{[CO]_g + [CO_2]_g}{[N_2]_g}$$

$$G_2 = \frac{[CO_2]_g - [H_2]_g}{[N_2]_g}$$

Producţia specifică a furnalului (productivitatea raportată la debitul de aer suflat) este :

$$P_{Fs}=\frac{0{,}414\cdot G_1+0{,}395\cdot G_2+0{,}1\cdot \mathrm{M}-\mathrm{O}-0{,}21}{0{,}7\cdot[\mathrm{O}_2]_i+0{,}046\cdot[\mathrm{C}]_i-0{,}46\,[\mathrm{C}]_f},\quad \text{tf. fontă/Nm}^3\text{aer,} \qquad (11)$$

unde :

$$M=Q_m:Q_a$$

Ultimii doi termeni de la numitorul relaţiilor (10) şi (11) sînt neglijabili faţă de primul (în medie± 0,5% din acesta) ; producţia specifică se scrie deci :

$$P_{Fs}=\frac{0{,}414\cdot G_1+0{,}395\cdot G_2+0{,}1\cdot M-\mathrm{O}-0{,}21}{0{,}7\cdot[\mathrm{O}_2]_i},\quad \text{tf.fontă/Nm}^3\text{ aer} \qquad (12)$$

şi, în mod similar, se simplifică şi relaţia (10).

Energia termică cedată încărcăturii de către gaze în zona de elaborare este necesară pentru reducerea indirectă a oxizilor de fier, reducerea directă a oxizilor neferoşi, încălzirea fontei şi a zgurei şi acoperirea pierderilor. Ea se determină din bilanţul termic al zonei de elaborare, rezultînd :

$$E_t=E_a+E_{ac}-E_m-E_c,\ \text{kcal/tf. fontă,} \qquad (13)$$

unde :

E_a este entalpia aerului umed ;

E_{ac} — căldura de ardere a cocsului la oxid de carbon cu aerul umed la nivelul gurilor de vînt, inclusiv căldura de descompunere a umidităţii aerului suflat ;

E_m — căldura de descompunere a gazului metan şi de încălzire a produselor la 1 000°C ;

E_c — căldura necesară pentru regenerarea oxidului de carbon.

Expresiile termenilor relaţiei (13) sînt :

$$E_a=\frac{1}{P_{Fs}}\left(0{,}368+0{,}381\cdot\mathrm{O}+0{,}465\cdot\frac{22{,}4}{18}\cdot10^{-3}\cdot h_a\right)\cdot(t_a-1\,000),\ \text{kcal/tf. fontă} \qquad (14)$$

$$E_{ac}=\frac{1}{P_{Fs}}\cdot\left[\left(0{,}21\cdot\frac{32}{22{,}4}+\frac{32}{22{,}4}\cdot\mathrm{O}+\frac{16}{18}\cdot10^{-3}\cdot h_a\right)\cdot\frac{12}{16}\cdot\frac{28{,}4}{12}\cdot10^{3}-\frac{59{,}6}{18}\cdot h_a\right],\ \text{kcal/tf. fontă} \qquad (15)$$

$$E_m=\frac{1}{P_{Fs}}\cdot M\cdot\left(814{,}2+0{,}746\cdot363+0{,}25\cdot\frac{22{,}4}{2{,}01}\cdot316\right),\ \text{kcal/tf. fontă} \qquad (16)$$

$$E_c=\frac{1\,000}{12}\cdot38{,}85\left[\frac{1}{P_{Fs}}(0{,}424\cdot G_1-0{,}223-0{,}667\cdot10^{-3}\cdot h_a-1{,}07\cdot\mathrm{O})-0{,}75(1+R)\cdot[\mathrm{O}_2]_i-[\mathrm{C}]_i\right],\ \text{kcal/tf. fontă,} \qquad (17)$$

unde :

$R=\dfrac{1}{[\mathrm{O}_2]_f:[\mathrm{O}_2]_n+1}$, $[\mathrm{O}_2]_n$ şi $[\mathrm{O}_2]_f$ sînt conţinuturile de oxigen în oxizii neferoşi, respectiv feroşi, din încărcătură, kgf/tf. fontă ;

t_a — temperatura aerului suflat, °C ;

h_a — umiditatea absolută a aerului suflat, gf/Nm³.

În aceste relaţii s-au considerat valorile uzuale pentru căldurile specifice ale aerului, oxigenului şi apei în intervalul 800 — 1 000°C şi pentru efectele termice ale reacţiilor [3], [4], [5], [6] ; căldura de descompunere a gazului metan s-a considerat 814,2 kcal/Nm³. Relaţia (18) rezultă pe baza bilanţului de carbon, din care se determină carbonul de reducere directă.

Rezultă expresia energiei termice :

$$E_t=\frac{1}{P_{Fs}}\cdot[\,0{,}368\ t_a+(0{,}381\cdot t_a+5\,619)\cdot\mathrm{O}+(0{,}579\cdot10^{-3}\cdot t_a-0{,}151)\cdot h_a-1965{,}4\ M-1\,372{,}9\cdot G_1+881]+2\,428{,}5\cdot R\cdot[\mathrm{O}_2]_i+3\,237\cdot[\mathrm{C}]_i,\ \text{kcal/tf. fontă} \qquad (18)$$

Cantitatea de oxigen şi de carbon din încărcătură, din relaţiile de mai sus, sînt date de expresiile generale :

$$[\mathrm{O}_2]_i=\sum_{k=1}^{n}q_k\cdot\sum_{j=1}^{p}\frac{[A_xO_y]_{jk}}{100}\cdot[O_2]_{[A_xO_y]_j},\quad \text{kgf O}_2\text{/tf. fontă,} \qquad (19)$$

unde :

q_k este consumul specific de material k, kgf/tf. fontă, numărul de materiale fiind n ;

$[A_xO_y]_{jk}$ — conţinutul de oxid (feros sau neferos) de tipul j, în materialul k, %, numărul de oxizi fiind p ;

$[O_2]_{[A_xO_y]_j}$ — cantitatea de oxigen corespunzătoare unui kg din oxidul $[A_xO_y]_j$, kgf O₂/kgf oxid,

şi respectiv :

$$[\mathrm{C}]_i=\sum_{k=1}^{n}q_k\cdot\sum_{j=1}^{p}\frac{[\mathrm{BCO}_3]_{jK}}{100}\cdot[\mathrm{C}]_{[\mathrm{BCO}_3]_j},\quad \text{kgf C/tf. fontă}$$

unde :

$[\mathrm{BCO}_3]_{jk}$ este conţinutul de carbonat de tipul j în materialul k, %, numărul de carbonaţi fiind p ;

$[\mathrm{C}]_{[\mathrm{BCO}_3]_j}$ — cantitatea de carbon corespunzătoare unui kg din carbonatul $[\mathrm{BCO}_3]_j$, kgf C/kgf carbonat.

Ecuaţia (18) constituie modelul matematic al furnalului, iar relaţia (12) reprezintă ecuaţia auxiliară a modelului. Variaţia compoziţiei încărcăturii este introdusă în model prin mărimile $[O_2]_i$, $[C]_i$, determinate cu relaţiile (19) şi (20), precum şi prin raportul R.

În condiţiile în care caracteristicile încărcăturii sînt menţinute constante, modelul se reduce la o formă mai simplă. Pentru furnalul nr. 1 de la Combinatul siderurgic — Galaţi, valorile medii ale acestor caracteristici, calculate pentru o perioadă de funcţionare de 90 de zile (222 schimburi), sînt: $[O_2]_i = 454{,}2$ kgf O_2/tf. fontă; $[C]_i = 4{,}17$ kgf C/tf. fontă şi $R = 0{,}031$. În aceste condiţii, ecuaţiile modelului devin:

$$P_F = \frac{Q_a \cdot [0{,}414 \cdot G_1 - 0{,}395 \cdot G_2 - O - 0{,}21] + 0{,}1 Q_m}{318},$$

$$\text{tf. fontă/h} \qquad (21)$$

$$P_{Fs} = \frac{0{,}414 \cdot G_1 - 0{,}395 \cdot G_2 + 0{,}1 \cdot M - O - 0{,}21}{318},$$

$$\text{tf. fontă/Nm}^3 \text{ aer} \qquad (22)$$

$$E_t = \frac{1}{P_{Fs}} \cdot [0{,}368\, t_a + (0{,}381 \cdot t_a + 5\,619) \cdot O +$$
$$+ (0{,}579 \cdot 10^{-3} \cdot t_a - 0{,}151) \cdot h_a - 1\,965{,}4 \cdot M -$$
$$- 1\,372{,}9 \cdot G_2 + 881] + 47710, \text{ kcal/tf. fontă} \qquad (23)$$

Schema de conducere cu calculator a furnalului. Pentru conducerea furnalului, pe baza modelului prezentat, se propune schema de principiu din figura 1.

Se măsoară continuu şi se reglează următoarele mărimi: debitul de aer suflat (bucla Q_a); debitul de gaz metan injectat (bucla Q_m); temperatura aerului suflat (bucla t_a); umiditatea aerului suflat (bucla h_a); debitul de O_2 insuflat (bucla Q_{O_2}).

Se determină continuu compoziţia gazului de furnal: $[CO]_g$, $[CO_2]_g$, $[H_2]_g$.

Se determină periodic, prin analize de uzină, caracteristicile încărcăturii: conţinutul de oxid de fier şi compoziţia mineralogică a aglomeratului şi minereurilor folosite; conţinutul de CO_2 din calcar sau dolomită; conţinutul de materii volatile, compoziţia acestora şi conţinutul de C din cocs; compoziţia chimică a fontei $[C]_f$, $[Si]_f$, $[Mn]_f$.

Calculatorul este format din trei mari subansambluri de calcul şi anume:

— subansamblul de calcul principal, care calculează continuu ecuaţiile modelului (P_{Fs} şi E_t), fiind programat pentru relaţiile (12) şi (18);

— subansamblul de calcul al datelor referitoare la încărcătură, care calculează mărimile $[O_2]_i$, $[C]_i$ şi R din ecuaţiile modelului;

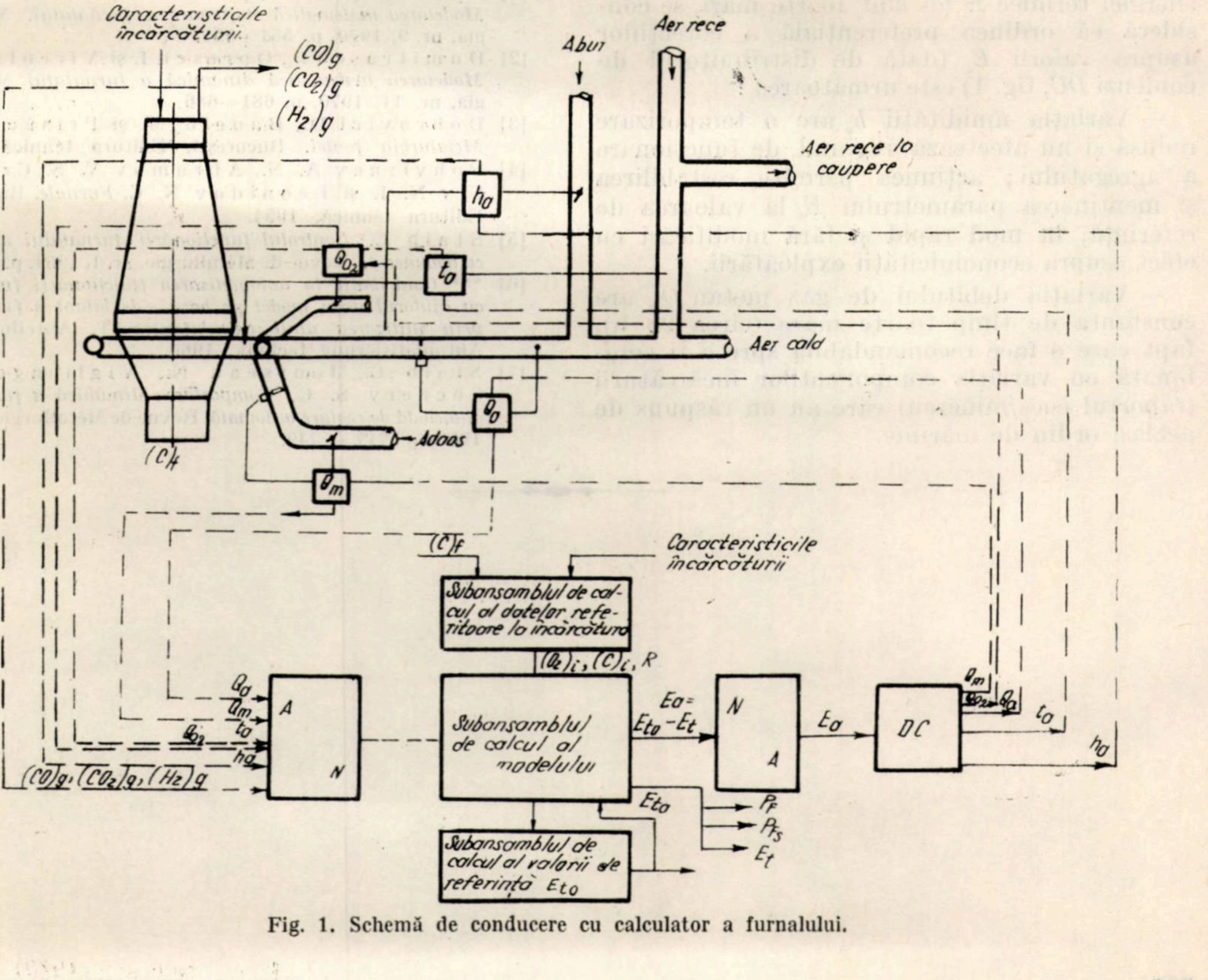

Caracteristicile încărcăturii
(CO)g
(CO2)g
(H2)g
Abur
Aer rece
Aer rece la coupere
ha
QO2
ta
Aer cald
Qa
Adaos
(C)f
Qm
(C)f
Caracteristicile încărcăturii
Subansamblul de calcul al datelor referitoare la încărcătură
(O2)i, (C)i, R
Qa
Qm
ta
QO2
ha
(CO)g, (CO2)g, (H2)g
A
N
Subansamblul de calcul al modelului
Ea= Eto -Et
N
A
Ea
DC
Qm
QO2
Qa
ta
ha
Eto
PF
PFs
Et
Subansamblul de calcul al valorii de referinţă Eto

Fig. 1. Schemă de conducere cu calculator a furnalului.

— subansamblul de calcul al valorii de referință E_{t0} a parametrului E_t.

Mărimile măsurate se introduc continuu în subansamblul principal de calcul prin intermediul convertorului analogic—numeric A/N. Același subansamblu primește datele referitoare la încărcătură, calculate periodic de subansamblul respectiv care prelucrează datele introduse manual, rezultate din analiza încărcăturii și a fontei.

Mărimea de bază emisă de subansamblul de calcul al modelului este valoarea instantanee a abaterii parametrului E_t de la valoarea sa de referință E_{t0}, adică diferența :

$$E_a = E_{t0} - E_t \tag{24}$$

Această diferență, convertită în mărime cu variație continuă de către convertorul numeric analogic N/A, acționează asupra distribuitorului de comenzi DC, care comandă valorile de referință ale regulatoarelor din buclele de reglare ale mărimilor Q_a, Q_m, t_a, h_a și Q_{O_2}, care reprezintă variabile de operare ale furnalului.

Ținînd seamă de comportarea dinamică generală a furnalului, de acțiunea acestor variabile [8], de efectele lor generale asupra agregatului, precum și de faptul că, la menținerea regimului staționar, diferențele în variația energiei termice E nu sînt foarte mari, se consideră că ordinea preferențială a corecțiilor asupra valorii E_t (dată de distribuitorul de comenzi DC, fig. 1) este următoarea :

— Variația umidității h_a are o temporizare redusă și nu afectează regimul de funcționare a agregatului ; acțiunea permite restabilirea și menținerea parametrului E_t la valoarea de referință, în mod rapid și fără modificări cu efect asupra economicității exploatării.

— Variația debitului de gaz metan Q_m are constanta de timp foarte mare (circa 28 h), fapt care o face recomandabilă spre a fi combinată cu variația componenților încărcăturii (raportul cocs/minereu) care au un răspuns de același ordin de mărime.

— În cazul în care prin acțiunea asupra variabilelor h_a și Q_m nu se corectează valoarea E_t, se acționează asupra temperaturii aerului t_a care are o influență puternică asupra lui E_t însă are o constantă de timp mare.

Concluzii

— S-a stabilit un model matematic staționar particularizat pentru furnalele Combinatului siderurgic — Galați, care funcționează cu injecție de gaz metan și oxigen în aerul suflat.

— Modelul ține seamă de variațiile compoziției încărcăturii, obligatorii pentru perioada actuală de funcționare a furnalelor considerate.

— Schema propusă de conducere cu calculator a furnalului, pe baza modelului stabilit, prevede ca variabile de reglare parametrii aerului suflat (umiditate, temperatură) și debitul de gaz metan injectat.

— În condițiile de funcționare a furnalelor de la Combinatul siderurgic — Galați cu încărcătură complexă, extinderea modelului la întregul furnal va permite cuprinderea în calcul a fenomenelor din zona de pregătire, apropiind astfel modelul ideal de cel real.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrașcu P., Oprescu I. și Vîrcolacu I. *Modelarea matematică staționară a furnalului.* Metalurgia, nr. 9, 1970, p. 551—557.

[2] Dumitrașcu P., Oprescu I. și Vîrcolacu I. *Modelarea matematică dinamică a furnalului.* Metalurgia, nr. 11, 1970, p. 681—686.

[3] Dobrovici D., Banciu M. și Prisăcaru J. *Metalurgia fontei.* București, Editura tehnică, 1966.

[4] Pohvisnev A. N., Abramov V. S., Crasavțev N. I. și Leonidov N. C. *Furnale.* București, Editura tehnică, 1954.

[5] Staib C. *Controlul funcționării furnalului alimentat cu aglomerat.* Revue de Métallurgie, nr. 1, 1964, p. 1 — 26.

[6] *** *Contribuție la automatizarea funcționării furnalului cu ajutorul unui model pe bază de bilanț a furnalului prin utilizarea unui calculator.* SAT. Abteilung für Automatisierung technik, 1966.

[7] Staib C., Jousseau N., Vigliengo S. și Cochery S. C. *Comportarea dinamică a furnalului și metodă de reglare automată.* Revue de Métallurgie, nr. 11, 1968, p. 717 — 749.

◆

Cercetări privind comportarea la revenire înaltă a oţelurilor 40 C 10 şi 40 BC 10*

Conf. dr. ing. **N. POPESCU** şi ing. **C. DUMITRESCU**

Institutul politehnic — Bucureşti

CZ 669.15-194:621.785.72.001.89

RECHERCHES CONCERNANT LE COMPORTEMENT DES ACIERS 40 C 10 ET 40 BC 10, LORSQU'ON LES FAIT REVENIR À UNE TEMPÉRATURE ÉLEVÉE

Le problème du comportement des aciers de construction lorsqu'on les fait revenir a préoccupé et continue de préoccuper de nombreaux chercheurs du domaine des traitements thermiques. Le thème central de ces recherches est l'établissement de certains régimes de revient aussi rationels que possible, déterminés par la température utilisée et par la durée de maintien à cette température; on a trouvé des relations entre ces paramétres technologiques.

La relation paramétrique Hollomon-Jaffe ne tient pas compte de l'épaisseur des pièces soumises au trempage et au revient. La relation paramétrique peut être utilisée plus amplement aussi en rapport avec l'épaisseur des produits si l'on fait des essais sur les éprouvettes de trempage frontales que l'on fait revenir à une température élevée (Jominy), essais pendant lesquels les distances à partir du bout trempé correspondent à des pièces d'épaisseurs différentes.

Les recherches expérimentales effectuées pour le cas de deux charges d'aciers 40 C 10 et 40 BC 10 ont démontré que la relation paramétrique est satisfaite pour des distances à partir du bout trempé, de 4—16 mm pour l'acier 40 C 10 et de 4—20 mm pour l'acier 40 BC 10.

Basé sur les essais effectués, on a établi des nomogrammes de revient pour les deux aciers, nomogrammes qui permettent de choisir les régimes de revient, ainsi que de prévoir les duretés dans la section des pièces soumises au traitement de revient.

INVESTIGATIONS REGARDING HIGHTEMPERING BEHAVIOUR OF 40 C 10 AND 40 BC 10 STEEL

A great number of scientists in the heat-treatment field were and continue to be concerned with the question of hightempering behaviour of structural steel. Their investigations were centred mainly around fixing most suitable tempering conditions, namely temperature and maintaining time; several relations were established between these technological parametra.

The Hollomon-Jaffe parametric relation does not take into consideration the thickness of the parts which are subjected to quenching and tempering. The parametric relation may be extended also to piece thickness, if hightempering is performed on frontquenched samples (Jominy), for which distances from the quenched end correspond to pieces of various thicknesses.

Investigations performed on two charges of 40 C 10 and 40 BC 10 steel emphasized that the parametric relation is satisfied by distances from the quenched end of 4—16 mm — for the 40 C 10 steel — and 4—20 mm— for the 40 BC 10 steel.

Based on performed investigations tempering nomographs were drawn for both steels, which allow to choose tempering conditions and also to foresee hardness of tempered pieces.

Problema comportării la revenire a oţelurilor de construcţie a preocupat şi continuă să preocupe pe numeroşi cercetători din domeniul tratamentelor termice. Tema centrală a acestor cercetări o constituie stabilirea unor regimuri cît mai raţionale de revenire, care să asigure atît o calitate superioară şi constantă a produselor, cît şi o eficienţă economică maximă.

Dat fiind faptul că desfăşurarea proceselor de revenire este determinată, în esenţă, de temperatura şi durata de menţinere, s-au găsit relaţii de legătură între aceşti parametri tehnologici ai procesului.

Pornind de la faptul că procesele care au loc la revenirea oţelurilor sînt procese de difuzie în stare solidă, Hollomon şi Jaffe [1] şi ulterior Pont, Maynier şi Martin [2] au aplicat acestor procese prima lege a difuziei a lui Fick, stabilind relaţia generală:

$$H_r = f(P),$$

în care:

$$P = T\,(c + \log\, t),$$

şi care arată că duritatea după revenire H_r depinde liniar de un parametru P, care conţine factorii tehnologici amintiţi (temperatura T, °K, şi timpul t, h), precum şi o constantă, a cărei valoare variază în limite strînse pentru oţelurile aliate de construcţie ($c = 15 - 19$, valoarea unanim acceptată fiind $c = 18$).

Numeroase verificări ulterioare au arătat valabilitatea acestei relaţii parametrice, în cazul structurilor de călire martensitice şi bainitice, pentru o serie întreagă de oţeluri carbon şi slab aliate de construcţie (şi chiar de scule), la care s-au putut stabili regimuri izosclere de revenire (regimuri care la temperaturi și durate diferite dau aceeași duritate). Una dintre dificultățile care apar în aplicarea practică a relației parametrice amintite o constituie variația de dimensiune a pieselor, precum și călibilitatea limitată a oțelurilor, ceea ce duce la structuri mixte martensito-bainitice sau chiar cu constituenți de tip perlitic, în secțiunea pieselor cu grosimi mai mari decît diametrul critic.

---

* Lucrare comunicată la sesiunea de comunicări a I.P.B. din mai, 1970.

Analizînd o lucrare mai veche [3] W. Spicer a arătat că relația liniară duritate — parametrul P se păstrează și la piese mai groase, la care determinările de duritate după revenire se fac la suprafața piesei și unde este de presupus că, la călire, structura nu mai este complet martensitică, ci martensito-bainitică sau bainitică. Pentru a se obține rezultate satisfăcătoare se impun anumite corecții, dictate de faptul că structurile de călire diferite au ,,revenibilități'' diferite.

Într-o lucrare anterioară [4] s-a arătat că relația parametrică poate fi aplicată în cazul unor piese de dimensiuni diferite din oțelul 30MoC10, stabilindu-se și o nomogramă, care permite alegerea regimurilor izosclere de revenire, în funcție de duritatea (structura) după călire și dimensiunile pieselor și scăderea de duritate dorită prin revenire. În construcția nomogramei amintite au fost utilizate numeroase probe de dimensiuni diferite, călite și revenite în diferite condiții.

Metoda folosită în lucrarea [4] poate fi simplificată, utilizînd probe de călire frontală (Jominy), știut fiind faptul că punctele situate la diferite distanțe de capătul călit al unei asemenea probe pot fi asimilate cu piese cilindrice de diametre diferite.

Materiale și metodica de cercetare. Cercetările experimentale s-au efectuat asupra a două șarje diferite, prima dintr-un oțel 40 C 10, iar cea de-a doua dintr-un oțel 40 BC 10, cu compozițiile chimice prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Oțelul	Compoziția chimică a șarjelor cercetate, %						
	C	Si	Mn	S	P	Cr	B
40 C 10	0,39	0,27	0,73	0,015	0,017	0,88	—
40 BC 10	0,36	0,28	0,61	0,012	0,014	0,89	$\leqslant$0,0005

Din fiecare oțel (40 C 10, bare rotunde Ø 40 mm și 40 BC 10 forjat în țagle [|] 65 mm și despicat în sferturi cu secțiunea 32 × 32 mm) s-au executat probe Jominy, care au fost călite frontal în aceleași condiții (austenitizare la 860°C, împachetat în cărbune de lemn și menținere 45 min). Cîte nouă probe din fiecare oțel au fost apoi revenite la 500°C, cu durate totale de 0,5 ; 1,5 ; 3,0 ; 6,0 și 12 h, și la 600°C, cu durate totale de 0,5 ; 1,0 ; 2,0 și 4,0 h și ulterior răcire în ulei.

Probele au fost polizate pe două fețe paralele opuse, determinîndu-se duritatea Rocwell și luîndu-se în considerație media măsurărilor la aceeași distanță de la capătul călit ; valorile de duritate intermediare au fost întregite prin scădere (la fracțiuni zecimale $<0,5$ HRC) sau adunare (la cele cu $> 0,5$ HRC).

Probele călite frontal și nerevenite au fost supuse și examinării microscopice pentru determinarea naturii și proporției relative a constituenților la diferite distanțe de capătul răcit.

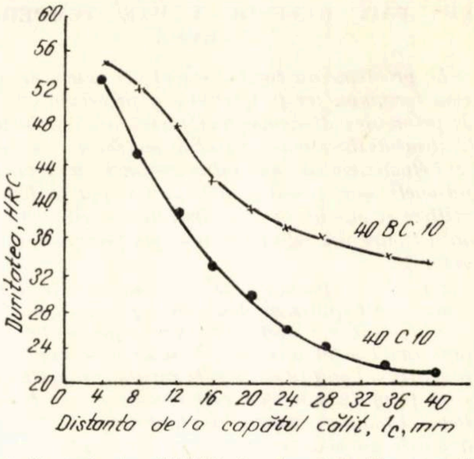


Fig. 1. Curbele de călibilitate ale oțelurilor cercetate.

Rezultate obținute și interpretarea lor. În figura 1 sînt prezentate curbele de călibilitate ale celor două oțeluri. Se observă că oțelul 40 BC 10 prezintă o călibilitate superioară oțelului 40 C 10.

Diagrama de constituenți (fig. 2) ilustrează clar diferența de structuri la aceleași lungimi de la capătul călit.

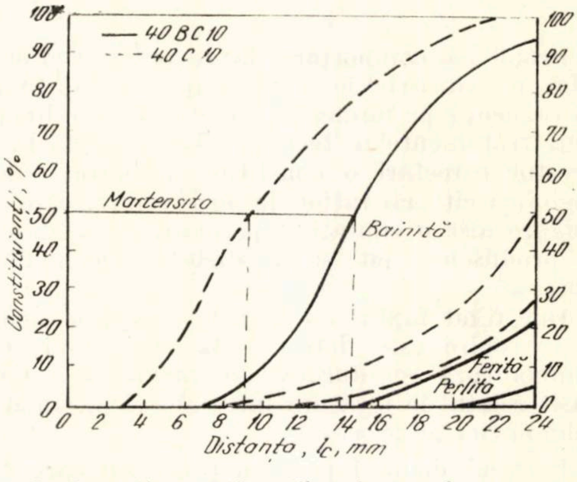


Fig. 2. Proporția constituenților de transformare a austenitei subrăcite în funcție de distanța de la capătul răcit al probelor de răcire frontală.

Structura semimartensitică apare la oțelul 40 C 10 la distanța de 9 mm de la capătul călit (duritatea 44 HRC), pe cînd la oțelul 40 BC 10 distanța respectivă este de 15 mm (circa 43 HRC). Ca urmare, diametrul critic la călirea în ulei este corespunzător mai mare la oțelul 40 BC 10 (43 mm față de 23 mm).

În figura 3 sînt prezentate curbele de variație a durității după revenirile în condițiile arătate.

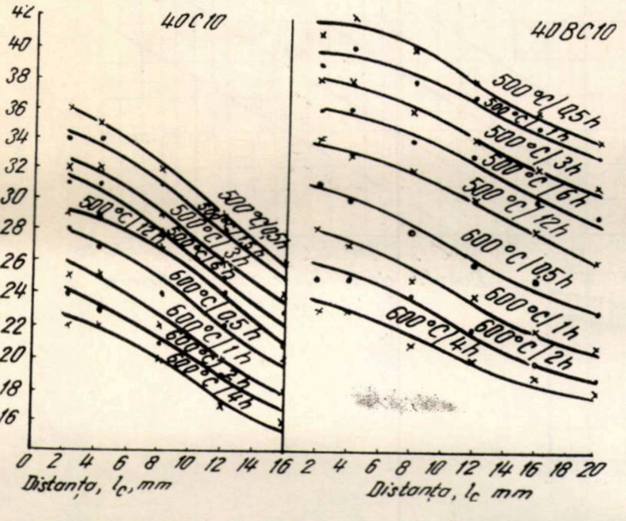


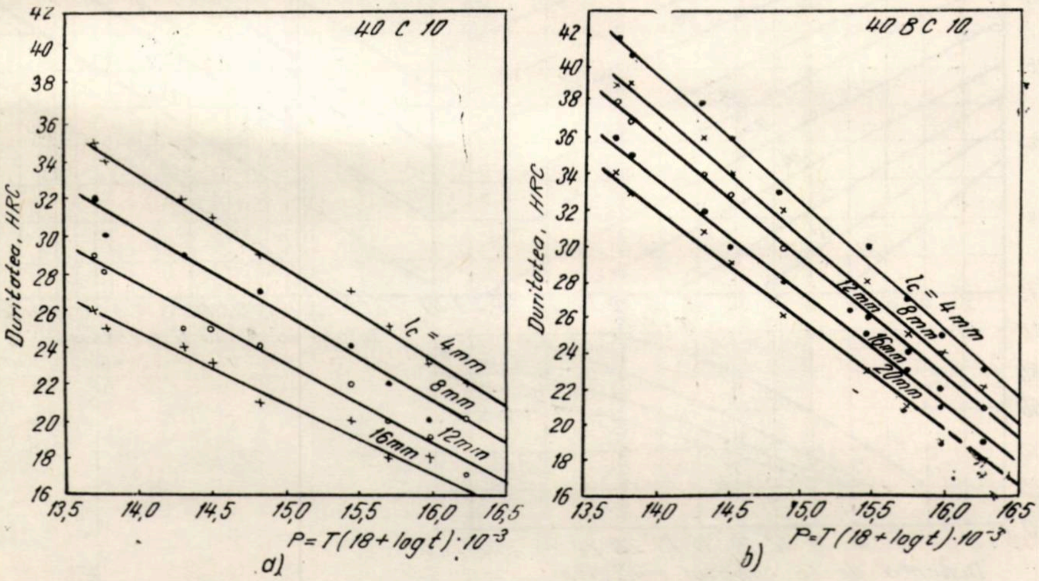
Fig. 3. Variația durității în probele de călire frontală, după revenirea în diferite condiții.

Este de remarcat faptul că, deși duritatea oțelului cu bor se păstrează și în stare revenită superioară celui fără bor, totuși tendința sa de înmuiere este ceva mai mare (distanțele dintre curbe sînt mai mari). Este posibil ca aceasta să se explice mai puțin prin prezența propriu-zisă a borului și mai mult prin ,,revenibilitatea'' mai accentuată a structurilor de călire. Astfel, de exemplu, la distanța de 8 mm de capătul călit al probei Jominy, structura oțelului 40 C 10 este formată din 60% martensită și 40% bainită (45 HRC) pe cînd în oțelul 40 BC 10, proporția de martensită este de peste 90% (52 HRC). Datorită rezistenței mai mari la revenire a bainitei, duritatea oțelului 40 C 10 revenit la 600°C scade cu 21 unități RC, după 0,5 h, și cu 25 unități, după 4 h, pe cînd scăderea de duritate a oțelului 40 BC 10, în aceleași condiții de revenire, este de 24, respectiv 31 unități RC.

Datele obținute, deși nu cuprind un interval la temperaturi și durate de revenire prea larg, arată o concordanță satisfăcătoare cu relația parametrică Hollomon — Jaffe, așa cum se poate constata din figura 4.

Dreptele din figura 4 au fost trasate numai pentru distanțele cuprinse între 4 și 20 mm de la capătul călit, deoarece în afara acestui interval s-au constatat abateri de la relația parametrică. Astfel, la distanțe mai mici de 4 mm se obțin durități ceva mai mici atît după călirea frontală, cît și după revenire, ceea ce s-ar putea explica printr-un proces de autorevenire ulterioară a martensitei formate la contactul imediat cu jetul de apă. În ceea ce privește distanțele mai mari de circa 16 mm pentru oțelul 40 C 10 și 20 mm pentru oțelul 40 BC 10, rezultatele obținute prezintă o împrăștiere relativ mare, care s-ar putea explica prin apariția — în structura de călire — a feritei și perlitei. De altfel, revenirea nu prezintă interes decît pentru structurile care conțin peste 80 — 90% constituenți ,,revenibili'' (martensită, bainită).

Avînd în vedere această observație, în continuare au fost prelucrate numai rezultatele care satisfac corespunzător relația parametrică Hollomon — Jaffe.



a) b)

Fig. 4. Variația durității, după revenire, în funcție de distanța de la capătul călit și parametrul Hollomon — Jaffe: *a*—la oțelurile 40 C 10; *b*—la oțelurile 40 BC 10.

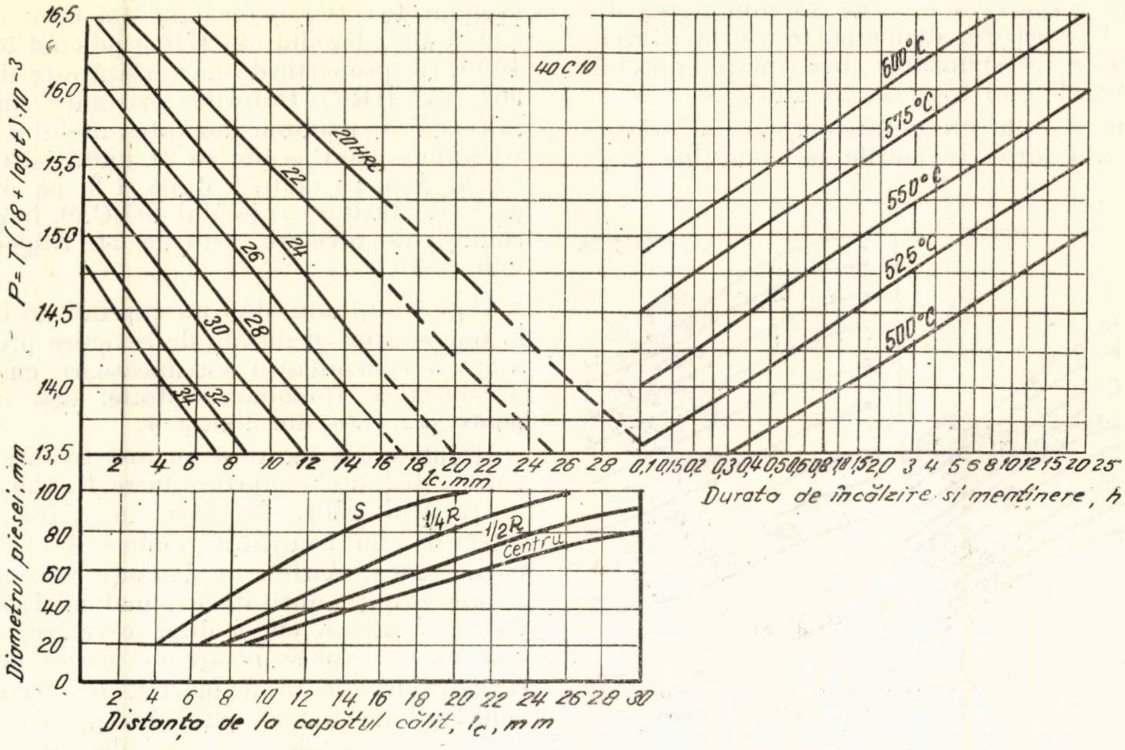


Fig. 5. Nomogramă pentru stabilirea regimurilor de revenire la oțelul 40 C 10.

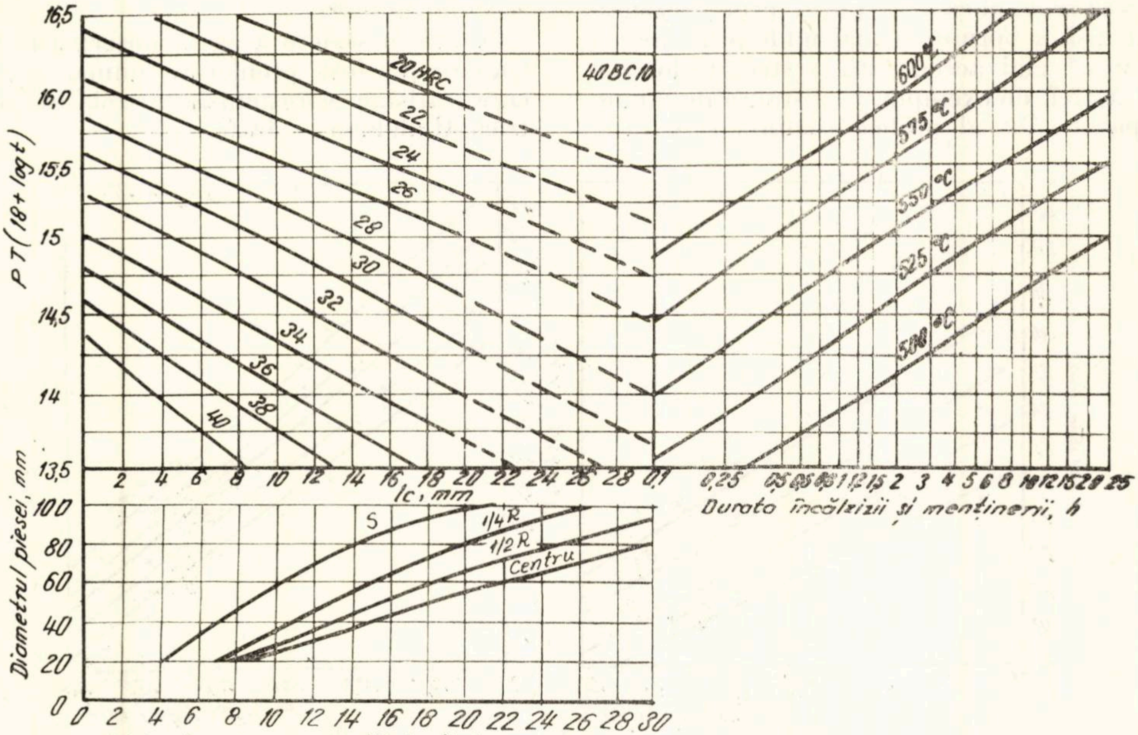


Fig. 6. Nomogramă pentru stabilirea regimurilor de revenire la oțelul 40 BC 10.

Pentru a se ajunge la nomograme utilizabile în practică s-a recurs la reprezentarea curbelor de ,,izoduritate'' în funcţie de parametrul $P = T\ (18 + \log t)$ şi lungimea de la capătul călit (folosind datele din figura 4), care au fost corelate cu legea de răcire a diferitelor puncte din secţiunea pieselor cilindrice de diametre diferite, precum şi cu ,,descompunerea'' parametrului P în variabilele de bază (temperatură şi timp).

Nomogramele pentru cele două oţeluri studiate sînt prezentate în figurile 5 şi 6. Cheia nomogramei este prezentată în figura 7.

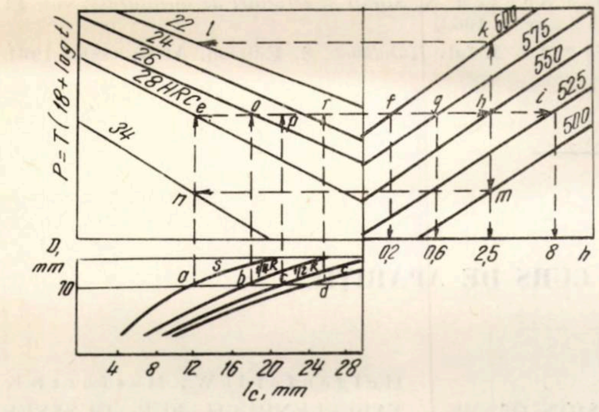


Fig. 7. Cheia nomogramelor de stabilire a regimurilor de revenire.

Nomograma permite determinarea regimului de revenire, în funcţie de duritatea necesară a se obţine în suprafaţă, la 1/4 R, 1/2 R sau în centrul unei piese de dimensiune (grosime) dată. Totodată se poate prevedea şi variaţia durităţii în secţiunea piesei atît după călirea în ulei, cît şi după revenirea în diferite condiţii.

Exemple de utilizare a nomogramei. Se cere să se determine regimul de revenire în cazul unei piese din oţel 40 BC 10 cu diametrul de 70 mm, astfel încît la suprafaţă să se obţină o duritate de minimum 28 HRC (corespunzătoare la 272 HB, respectiv la o rezistenţă de 90 kgf/mm²). Din diagrama inferioară a nomogramei din figura 6 se constată că suprafaţa unei piese cu $D = 70$ mm se răceşte în acelaşi mod ca zona aflată la distanţa $l_c = 12$ mm în proba Jominy (punctul *a* în cheia din fig. 7). Celelalte zone din secţiunea piesei (1/4 R, 1/2 R, centru) se răcesc în aceleaşi moduri ca punctele aflate la distanţele de 17,5; 21,5 şi 26 mm de la capătul răcit al probei Jominy (punctele *b*, *c* şi *d* cheia din fig. 7). Folosind datele furnizate de curba de călibilitate a oţelului 40 BC 10 (fig. 1) se obţin durităţile în secţiunea piesei călite în ulei prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Zona din secţiunea piesei	S	1/4 R	1/2 R	C
l_c, mm	12	17,5	21,5	26
Duritatea, HRC	48	41,5	39	36,5

Pentru a se ajunge la regimurile de revenire necesare se ridică verticala *ae* pînă la intersecţia cu dreapta corespunzătoare durităţii 28 HRC. De aici se trece în diagrama din dreapta nomogramei, cu o orizontală, care intersectează dreptele corespunzătoare temperaturilor de revenire de 600, 575, 550 şi 525°C în punctele *f*, *g*, *h* şi *i*, care indică duratele de revenire de 0,2; 0,60; 2,5 şi 8 h. Fiecare din cele patru regimuri izosclere astfel determinate duce la duritatea 28 HRC în suprafaţa piesei respective. La alegerea regimului optim se vor avea în vedere două aspecte importante:

— regimurile cu durate prea scurte sînt oarecum nesigure şi, din unele cercetări recente, rezultă că ele duc la proprietăţi de plasticitate, tenacitate şi rezilienţă inferioare celor cu durate medii;

— regimurile cu durate foarte mari sînt neeconomice şi măresc sensibilitatea la fragilitatea de revenire înaltă a oţelurilor aliate. Se recomandă, de aceea, să se aleagă regimuri cu durate medii apropiate de acelea care satisfac regula practică ,,1 h de menţinere pentru fiecare 25 mm de grosime a piesei'' (ora şi ţolul).

În exemplul considerat, regimul care satisface regula de mai sus este cel cu încălzire la 550°C şi cu o durată de 2,5 h. Din acest exemplu rezultă clar concluziile că regula ,,ora şi ţolul'' nu este valabilă la orice temperatură de revenire, ci numai la aceea care duce la rezultatele aşteptate. Astfel, dacă s-ar fi utilizat durata de 2,5 h la temperatura de 600°C s-ar fi obţinut duritatea de numai 22 HRC (traseul *hkl* din fig. 7), iar aceeaşi durată la temperatura de 500°C ar fi dus la o duritate de circa 34 HRC (traseul *hm* din fig. 7), în suprafaţa piesei respective.

În ceea ce priveşte duritatea în celelalte zone din secţiunea piesei, aceasta se determină ridicînd verticalele corespunzătoare ($\overline{bo}$, $\overline{cp}$, $\overline{dr}$) în diagrama din stînga nomogramei şi determinînd curbele de izoduritate intersectate. În acest fel, se constată că durităţile în zonele respective au următoarele valori: 26 HRC (la 1/4 R), 25 HRC (la 1/2 R) şi circa 23 HRC (în centrul piesei).

Utilizînd în mod corespunzător nomogramele se pot rezolva şi alte genuri de probleme (de exemplu la ce temperatură trebuie făcută revenirea la durata dată, ce duritate se obţine cu un regim de revenire dat etc.).

Concluzii

— Relaţia parametrică Hollomon—Jaffe nu ţine seamă de grosimea pieselor supuse călirii şi revenirii.

— Relaţia parametrică poate fi extinsă şi în funcţie de grosimea produselor dacă se execută încercări de revenire înaltă asupra unor probe de călire frontală (Jominy), în care distanţele de la capătul călit corespund, de fapt, unor piese de grosimi diferite.

— Cercetările experimentale efectuate în cazul a două şarje din oţelurile 40 C 10 şi 40 BC 10 au arătat că relaţia parametrică este satisfăcută pentru distanţe de la capătul călit, cuprinse între 4 şi 16 mm, la oţelul 40 C 10, şi 4 şi 20 mm, la oţelul 40 BC 10.

— Pe baza încercărilor efectuate s-au întocmit nomograme de revenire pentru cele două oţeluri. Nomogramele permit alegerea regimurilor de revenire, precum şi precizarea durităţilor în secţiunea pieselor revenite.

Bibliografie

[1] Hollomon J.H. şi Jaffe L.D., Trans. AIME, vol. 162, 1945.

[2] Pont C., Maynier Ph. şi Martin P.F. Rev. Met., nr. 12, 1967.

[3] Grange R.A. şi Boughman R.W. Trans. ASM, vol. 48, 1956.

[4] Popescu N. *Studii şi cercetări de metalurgie*, vol. 14, nr. 1, 1969.

[5] * * * *Metals Handbook*, 8, Edition, ASM, Ohio, 1961.

CĂRŢI NOI APĂRUTE ŞI ÎN CURS DE APARIŢIE

Maillot J.
LA TRADUCTION SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
(*Traducerea ştiinţifică şi tehnică*)
Paris, Eyrolles, 1968, 233 p.

Seidel H.
MATRIZENMODELLE FÜR DIE PLANUNG IN DER METALL VERARBEITENDEN INDUSTRIE
(*Modele matriciale pentru planificarea în industria prelucrătoare a metalelor*)
Köln und Opladen, Ed. Westdeutscher Verlag, Dresden, 1967.

Eschelbach R.
TASCHENBUCH DER METALLISCHEN WERKSTOFFE
(*Manualul materiilor prime metalice*)
Stuttgart, Ed. Kosmos, 1969, 443 p.

KUNSTOFFBESCHICHTUNG VON METALL
(*Aplicarea unui strat acoperitor din material plastic pe metal*)
Ed. Vulkan, Essen, 1968.

EMAIL — NEUE MÖGLICHKEITEN IM OBERFLÄCHENSCHUTZ
(*Emailul — Noi posibilităţi pentru protecţia suprafeţelor*)
Ed. Vulkan, Essen, 1968.

Bernard G.
EINFÜHRUNG IN DIE GALVANOTECHNIK. GRUNDLAGEN DER CHEMISCHEN, ELEKTROCHEMISCHEN, PHYSIKALISCHEN UND ELEKTROTEHNISCHEN BEGRIFFE
(*Introducere în galvanotehnică. Bazele noţiunilor chimice, electrochimice, fizice şi electrotehnice*)
Saulgau/Württengerg, Ed. Eugen G. Leuze, 1968.

Logan H. L.
THE STRESS CORROSION OF METALS
(*Coroziune datorită fisurilor produse de tensiuni*)
New York, Ed. John Wiley and Sons, Inc., 1966.

Schuster C.
GIESSEN UND BEARBEITEN VON DRUCKGUSSTEILEN, UNFALLVERHÜTUNG UND MECHANISIERUNG
(*Turnarea şi prelucrarea pieselor turnate sub presiune. Protecţia contra accidentelor şi mecanizarea*)
München, Ed. Carl Hanser, 1969, 67 p.

PRAXIS DES SCHMELZENS IM KUPOLOFEN
(*Practica topirii în cubilouri*)
Düsseldorf, Ed. Giesserei, 1969, 188 p.

Brunhuber E.
TASCHENBUCH DER GIESSEREIPRAXIS 1969
(*Agenda practicii de turnătorie*)
Berlin, Ed. Fachverlag Schiele & Schön GmbH.

GIESSEREI-KALENDER 1969
(*Calendarul de turnătorie pe 1969*)
Düsseldorf, Ed. Giesserei.

Hentze Horst
GESTALTUNG VON GUSSTÜCKEN
(*Forma pieselor turnate*)
Berlin, Ed. Springer, 1968.

Vinzenz von Reimer
DRUCKGUSS
(*Turnarea sub presiune*)
München, Ed. Carl Hanser, 1968.

Helgenfeldt W., Herfurth K.
TABELLENBUCH FÜR GUSSVERBRAUCHER
(*Colecţie de tabele pentru consumatorii de piese turnate*)
Leipzig, Ed. VEB, 1968.

Hentze H.
GESTALTUNG VON GUSSSTÜCKEN
(*Configuraţia pieselor turnate*)
Berlin, Ed. Springer, 158 p.

THERMISCHES TRENEN
(*Separarea termică*)
Essen, Ed. Vulkan, 1968.

AUS DER PRAXIS DER „METALLKLEBETECHNIK"
(*Din practica tehnicii de lipire a metalelor*)
Viena, Studioverlag Walter J. Beyer, p. 139.

ARBEITSCHUTZ BEIM SCHWEISSEN. Band 29 der Fachbuchreihe Schweisstechnik
(*Protecţia muncii la sudare. Vol. 29 din seria manualelor de specialitate în tehnica sudării*)
R.F.G., Ed. DVS, p. 64.

Leake K., Henthorne N. J.
QUESTIONS AND ANSWERS ON ELECTRIC ARC WELDING
(*Întrebări şi răspunsuri în domeniul sudării electrice cu arc*)
Ed. Newnes-Butterworth, 126 p.

ARBEITSSCHUTZ BEIM SCHWEISSEN
(*Tehnica securităţii muncii la lucrările de sudare*)
Düsseldorf, Ed. DVS.

Cercetări privind dozarea hidrogenului în aliaje Al—Si eutectice şi hipereutectice

Prof. ing. **SUZANA GÂDEA**, ing. **MARIA BOLGIU** şi ing. **C. DUMITRESCU**

Institutul politehnic – Bucureşti

CZ 669. 715 : 782 543.062 : 546.11

RECHERCHES CONCERNANT LE DOSAGE DE L'HYDROGÈNE DANS LES ALLIAGES AL—SI EUTECTIQUES ET HYPEREUTECTIQUES

On présente les résultats obtenus par les auteurs lors du dosage de la quantité de hydrogène dans un alliage Al-Si eutectique ayant 12,9% Si et dans un alliage hypereutectique ayant 21,5% Si, de provenance roumaine, élaboré à l'Usine d'aluminium de Slatina.

Les déterminations ont été effectuées au moyen d'un appareil dont la construction est relativement simple, exécuté par le groupe de chercheurs dans le but d'obtenir des données aussi opératives que possible.

On présente aussi les courbes de variation de la teneur en hydrogène en rapport avec la température et la durée de l'extraction.

INVESTIGATIONS REGARDING HYDROGEN ESTIMATION IN EUTECTIC AND HYPEREUTECTIC AL—SI ALLOYS

The paper presents results obtained by the authors in estimating hydrogen amount for two Rumanian alloys, worked-off in Aluminium Plant Slatina: an eutectic Al-Si alloy with 12.9% Si and a hypereutectic one, with 21.5% Si.

Estimations were performed by means of a comparatively simple device developed by the scientific team, in view to obtain as operative as possible results.

Variation curves of hydrogen content as a function of temperature and extraction time are also presented.

Determinarea operativă a conţinutului de hidrogen, după turnare sau chiar în timpul elaborării şarjei, oferă posibilităţi multiple în ceea ce priveşte măsurile ce trebuie luate în vederea degazării băii lichide, astfel ca la turnare conţinutul de hidrogen să fie minim.

Prezenţa hidrogenului în cantităţi crescute în aliajele Al—Si eutectice şi hipereutectice are ca efect înrăutăţirea principalelor caracteristici fizico-mecanice (alungire, rezistenţă la rupere, conductibilitate electrică şi termică, stabilitate chimică şi dimensională în timp etc.), limitînd folosirea acestor aliaje în execuţia de piese de importanţă funcţională deosebită.

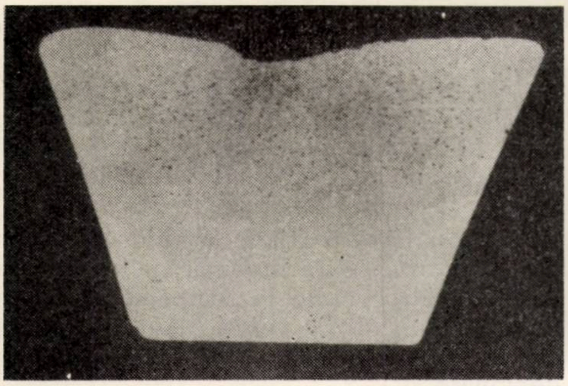


Fig. 1. Secţiune printr-un lingou turnat din aliaj Al—Si cu 21,5% Si în cochilie. Neatacat ; 1 : 2.

În figura 1 se prezintă o secţiune printr-un lingou din aliaj Al—Si cu 21,5% Si, turnat în cochile la Uzina de aluminiu—Slatina. Macroscopic la partea superioară a lingoului, se observă goluri uniform distribuite, date de gazele existente în metal după solidificare.

Conţinutul de hidrogen în aliaje Al — Si este dependent de procentul de siliciu şi de temperatura de elaborare; un aliaj cu 1% Si poate solubiliza la 700 °C, 0,8 cm ^{3} hidrogen/100 g, iar la 1 000 °C circa 4 cm ^{3} hidrogen/100 g; un aliaj cu 20% Si solubilizează la 700 °C circa 0,5 cm ^{3} hidrogen/100 g, iar la 1 000 °C circa 3,3 cm ^{3} hidrogen/100 g [2].

Cantitatea de hidrogen extrasă dintr-un aliaj determinat este dependentă atît de conţinutul de hidrogen existent în probă, cît şi de durata de menţinere, temperatură şi presiune la care se realizează determinarea.

Datorită faptului că, spre deosebire de alte metale, în aluminiu procesul de adsorbţie al hidrogenului nu este un proces net reversibil, urmează că există o cantitate de hidrogen care rămîne solubilizată în aliaj, aceasta fiind cu atît mai mare, cu cît temperatura şi durata de menţinere sînt mai mici şi cu cît presiunea la care se realizează determinarea este mai mare.

Din cercetările efectuate [1], [2] rezultă că la temperatura de extragere de 500 °C şi un vid de 10^{-5} mm Hg, dintr-un eşantion se extrag astfel:

Proporţia de hidrogen degazat, %	Timpul de menţinere pentru degazare, h
50	2
70	6
90	20

La temperaturi de extragere cuprinse între 600–700 °C şi presiune 10^{-5} mm Hg, volumul de hidrogen degazat este foarte important, ajungînd după 30 min de extragere la peste 85 % din volumul total al hidrogenului existent în aliaj.

În cursul acestor determinări sînt extrase o dată cu hidrogenul şi alte gaze ca O_2, N_2 şi CO, însă aproximativ 80 % din total gaze sînt hidrogen [1].

Metoda şi aparatura de cercetare. În prezenta lucrare se indică modul de determinare a conţinutului de hidrogen, într-un aliaj Al–Si eutectic şi într-un aliaj hipereutetic cu 21,5 % Si. Pentru dozarea conţinutului de hidrogen s-a utilizat metoda extracţiei prin încălzirea probelor în vid de 10^{-4} mm Hg. Temperaturile de extragere au fost 550, 600, 650, 700 şi 750 °C. Cantitatea de hidrogen, care se degajă în funcţie de temperatura de încălzire şi timp, se calculează în funcţie de greutatea probei (fig.2).

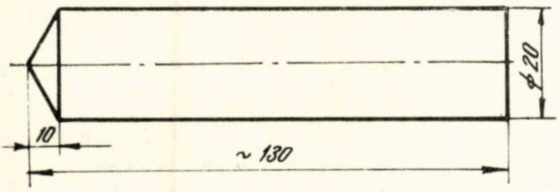


Fig. 2. Dimensiunile probelor turnate pentru determinarea conţinutului de gaze.

Probele turnate în cochilie, destinate determinării conţinutului de hidrogen, au fost răcite în apă imediat după turnare. Au fost supuse apoi spălării şi degresării în spirt şi eter şi uscării la 80 °C într-o etuvă timp de 15–30 s. Pentru creşterea preciziei determinării, durata de timp de la turnare pînă la dozarea conţinutului de hidrogen nu a depăşit 10 min.

În vederea efectuării determinărilor, a fost realizat un aparat a cărui schiţă de principiu se prezintă în figura 3.

Vidarea spaţiului de lucru util [3] în care se introduce proba se realizează la temperatura ambiantă, în timp limitat (cca. 5 min), pentru a se evita pierderile prin degazare ale probei. Durata de menţinere a probei în vid la temperatura de extragere este de 30 min. Citirea finală a nivelului coloanei de Hg din tubul manometric se efectuează după ce tubul *3* a ajuns la temperatura mediului ambiant. Calculul cantităţii de hidrogen se realizează utilizînd următoarea relaţie :

$$H = V \frac{p \cdot 100}{g \cdot 700} k_1 k_2 k_3, \ \text{cm}^3/100 \text{ g} \qquad (1)$$

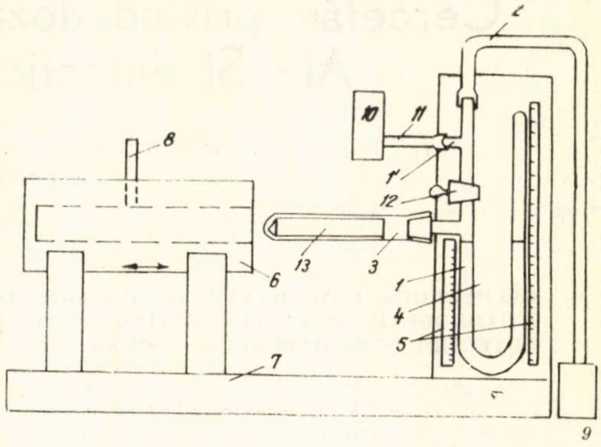


Fig. 3. Aparat pentru determinarea operativă a conţinutului de hidrogen în aliaje Al–Si :

1 – tub manometric în formă de U cu Hg; *2* – furtun de presiune etanş; *3* – tub de încălzire din cuarţ; *4* – suport de fixare; *5* – scări gradate; *6* – cuptor de încălzire mobil; *7* – suport de culisare; *8* – termocuplu; *9* – pompă de vid 10^{-4} mm Hg; *10* – manometru pentru măsurat vid tip Mec Leod; *11* – furtun etanş pentru legătură; *12* – robinet de etanşare cu două căi; *13* – probă pentru efectuarea determinării.

unde :

V reprezintă volumul liber de vidare, cm^3;

$p = p_2 - p_1$ – diferenţele de presiune citite la începutul şi sfîrşitul determinării, mm Hg;

g – greutatea probei, g;

$k_1 = \frac{273}{273 + t}$ – coeficient de corecţie pentru temperatura mediului ambiant;

t – temperatura mediului ambiant;

k_2 – coeficient de corecţie pentru etalonarea aparatului;

$k_3 = 0{,}80 - 0{,}85$ – fracţia de hidrogen din total gaze.

Principalele erori care pot influenţa rezultatele determinărilor sînt :

— Conţinutul de hidrogen se poate măsura doar în proporţie de 85–90 % din volumul total al hidrogenului existent în probă datorită faptului că procesul adsorbţiei nu este total reversibil.

— Presiunea parţială a hidrogenului din spaţiul de încercare împiedică eliminarea completă a hidrogenului la temperatura de determinare, ducînd la valori mai mici. Această eroare este diminuată prin creşterea gradului de vidare.

— Citirile imprecise ale nivelului coloanei de mercur, eroare ce poate fi evitată prin utilizarea unei lupe cu mărire 20 : 1.

Pentru topire a fost încălzită o cantitate de 1 kg aliaj, timpul de menţinere la temperatura de topire fiind de 30 min.

Rezultatele obținute. În figura 4, *a* se prezintă rezultatele obținute la dozarea hidrogenului în funcție de temperatura de extragere, comparativ pentru ambele aliaje. Durata extragerii hidrogenului a fost stabilită la 30 min, iar temperatura de elaborare a aliajului, de 760°C.

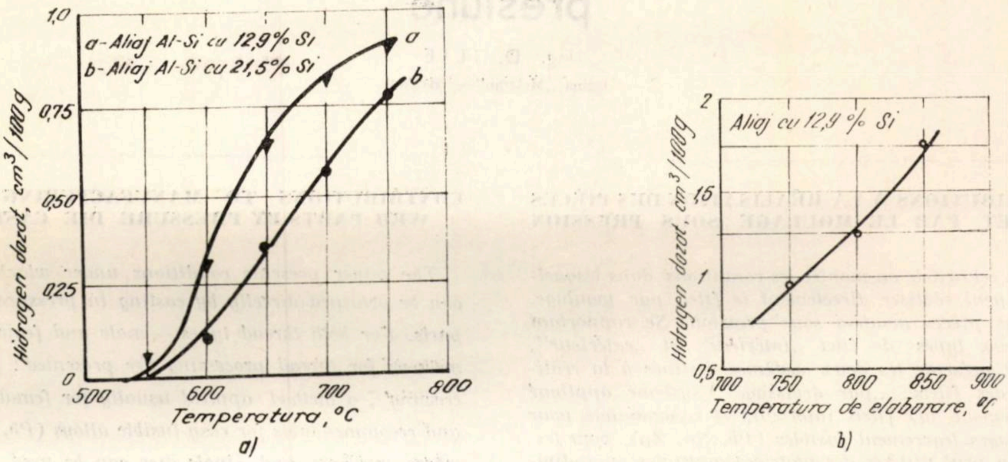


Fig. 4. Variația conținutului de hidrogen în funcție de temperatura de extragere (*a*) și de elaborare (*b*).

În figura 4, *b* se prezintă rezultatele obținute la dozarea hidrogenului în funcție de temperatura de elaborare în cazul aliajului, cu 12,9 % Si. Durata și temperatura de extragere au fost stabilite la 30 min, respectiv 800 °C.

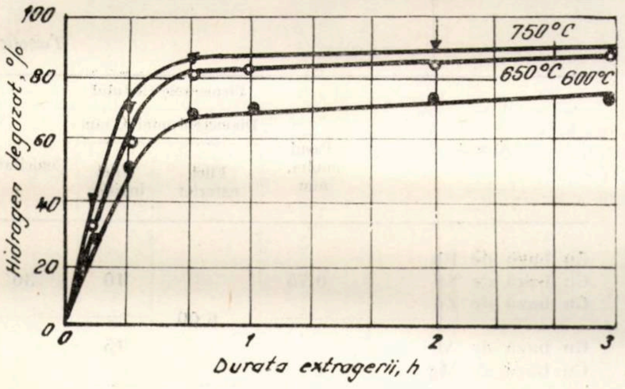


Fig. 5. Variația procentului de hidrogen în funcție de durata și de temperatura extragerii.

În figura 5 se prezintă variația procentului de hidrogen degazat, în funcție de durata și de temperatura extragerii. Probele au fost turnate din aliaj cu 12,9 % Si, temperatura de elaborare 760 °C.

Concluzii

— Cantitatea de hidrogen degazat este dependentă de temperatura la care are loc extragerea, crescînd cu creșterea temperaturii.

— Cantitatea de hidrogen degazat este mai mică în aliajul hipereutectic cu 21,54 % Si decît în aliajul eutectic.

— Creșterea temperaturii de elaborare influențează în sensul creșterii conținutului de hidrogen din aliaj.

— Randamentul optim al dozării cantității de hidrogen este între 600 și 700 °C, cu 30 min durată de menținere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dugain F. și Brill J. *Contribution à l'étude du dosage de l'hydrogène dans l'aluminium. Essais d'extraction à température elevée.* Revue de Métallurgie, nr. 7—8, 1968, p. 525.

[2] Sokolscaia L. I. *Gaze în aliaje ușoare.* Moscova, Ed. Metallurghizdat, 1959.

[3] Douglas G. Swingorov. *Aparat pentru determinarea rapidă a hidrogenului din oțeluri și alte aliaje.* Patent specification nr. 3420/1963.

[4] Panssex Ce și Talbot D. *Instrument pentru măsurarea conținutului în gaz a aliajelor de aluminiu în timpul topirii și turnării.* J. Ins. of Metals, nr. 5, 1958, p. 212—219.

Contribuţii la realizarea pieselor filetate prin turnare sub presiune

Ing. D. ILIE
Uzina „Metrom" – Braşov

CZ 621. 74. 043

CONTRIBUTIONS À LA RÉALISATION DES PIÈCES À FILET, PAR LE MOULAGE SOUS PRESSION

Dans cet article on montre les conditions dans lesquelles on peut réaliser directement le filet, par moulage, pour les pièces moulées sous pression. Se rapportant aux deux types de filet „intérieur" et „extérieur", l'auteur présente les deux systèmes destinés à la réalisation des filets : „par devissage", système appliqué généralement aux filets intérieurs et recommandé pour les alliages légèrement fusibles (Pb, Sn, Zn), pour lesquels on peut utiliser des matrices multiples ou individuelles, et le système „par séparation", destiné pour les filets extérieurs à dégagement, utilisant des matrices individuelles à noyaux mobiles latéraux, entrainés par des colonnes inclinées.

Comme réalisations appliquées, on présente quelques constructions pratiques de matrices, utilisées avec succès dans la fabrication en série.

CONTRIBUTIONS TO MANUFACTURING SCREWED PARTS BY PRESSURE DIE CASTING

The paper presents conditions under which threads can be obtained directly by casting in pressure die cast parts. For both thread types – male and female – two methods for thread processing are presented : „by unscrewing", a method applied usually for female threads and recommendable for easy-fusible alloys (Pb, Sn, Zn), where multiple and single dies can be used, and „by separation", utilized for male threads with recess, using single dies with detachable lateral cores, driven by inclined columns.

As actual achievements, several die types, succesfully used in mass production, are presented.

Lucrarea de faţă se ocupă cu prezentarea cîtorva soluţii privind realizarea filetului din turnare, la piesele turnate sub presiune. Obţinerea filetului din turnare practic este rezolvabilă atunci cînd problema extragerii părţii filetate din formă este posibilă.

Construcţia matriţelor pentru executarea filetului din turnare este impusă de cele două variante de filet : filet exterior sau filet interior ; se poate aplica :

Procedeul prin deşurubare, folosit pentru ambele variante de filet, iar la aliajele cu bază de Pb, Sn şi Zn, cu precădere pentru filet interior. Este avantajos prin rezultarea unui filet fără bavură, putîndu-se utiliza matriţe multiple. Sistemul de extragere poate fi manual, folosind unul sau mai multe miezuri detaşabile, sau mecanic, produs la deschiderea formei, prin cremalieră sau alt dispozitiv.

Procedeul prin separaţie este utilizat pentru filete la exterior şi îndeosebi cînd acestea sînt prevăzute cu degajare.

Recomandările privind executarea filetului prin turnarea sub presiune sînt cele indicate în tabela 1.

În continuare sînt expuse cîteva exemple practice de construcţii de matriţe pentru piese filetate, practicate în ultimul timp cu bune rezultate.

În figura 1 este prezentată construcţia unei matriţe multiple sistem „prin deşurubare" pentru o piuliţă specială (olandeză) de cablu kilometraj cu filet interior M 22×1,5 E, conform desenului de produs din figura 2. Amplasarea piesei este în placa mobilă ; planul de separaţie trece printr-o secţiune frontală a piesei, adică pe linia teşiturii 0,3–0,5 × 45 °.

Tabela 1

Aliajul	Elementele filetului			
	Pasul minim, mm	Diametrul minim, mm		Conicitatea
		Filet exterior	Filet interior	
Cu bază de Pb Cu bază de Sn Cu bază de Zn	0,75	6,00	10	30′
Cu bază de Al Cu bază de Mg	1		15	1°
		12	20	
Cu bază de Cu	1,5		–	

Pentru execuţia uşoară a formei renurilor de exterior, ca parte activă se folosesc pastile *6* (fig. 1). Filetul şi degajarea din piuliţă sînt formate de miezul detaşabil *7*, amplasat prin ajustaj alunecător în placa fixă *11.* Pentru deşurubare din piesa turnată, miezul *7* este prevăzut cu un locaş pătrat interior sau pătrat exterior, pentru cheie. Evitarea pătrunderii de metal topit în locașul miezului filetat *7* din placa fixă este asigurată admițînd un joc maxim de 0,05 mm la montare.

Alimentarea formelor se face din centrul matriței și lateral în piesă, iar aruncarea pieselor cu sistem cremalieră, prin tijele aruncător *4*,

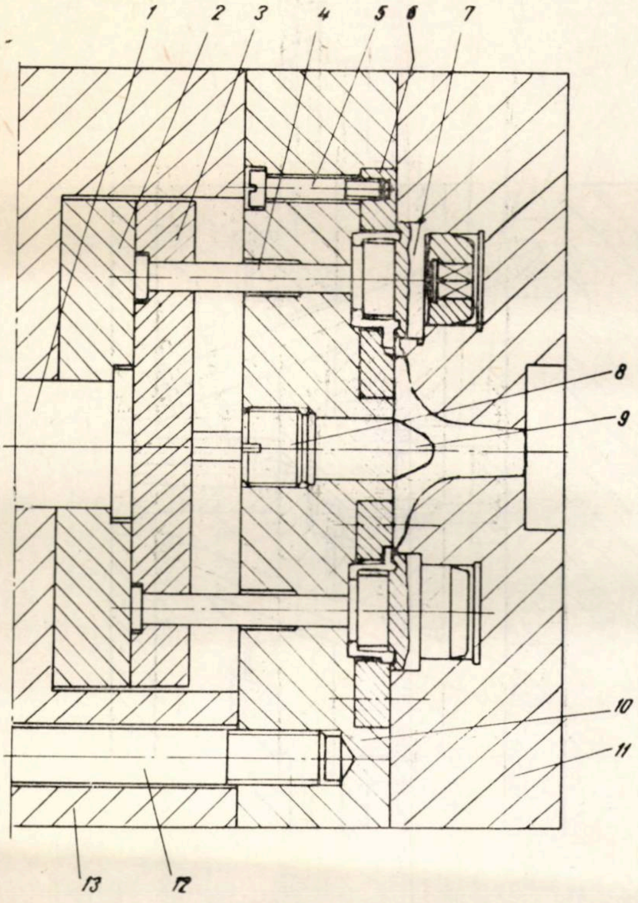


Fig. 1. Matriță multiplă pentru piuliță specială M 22 × 1,5:
1 – cremalieră; *2* – placă de extragere; *3* – placa extractoarelor; *4* – aruncător; *5* – șurub cap cilindric; *6* – pastilă placă mobilă; *7* – miez filetat detașabil; *8* – dop filetat; *9* – împrăștietor; *10* – placă mobilă; *11* – placă fixă; *12* – șurub cap hexagonal; *13* – suport.

care acționează asupra miezurilor filetate, eliminînd piesele din formă o dată cu miezurile. Pentru ritmicitatea turnării se execută 8 bucăți de miezuri *7*.

Piesele se toarnă pe mașină tip 600 sau CLP 40–8, simultan cîte 4 bucăți. Grosimea secțiunii de alimentare la piesă este de 0,2 mm.

O altă construcție de matriță este aceea la care se utilizează un miez filetat, montat permanent în matriță; eliminarea piesei se face prin rotirea miezului filetat, adoptînd un sistem cremalieră situat în ansamblul matriței. Soluția se aplică în general pentru filet interior și la piese ce au un miez lateral, pentru a împiedica rotirea piesei cînd este deșurubată de pe miezul filetat.

În figura 3 se prezintă schema de principiu cu partea activă a unei astfel de matrițe, pentru un capac. Forma exterioară a piesei este amplasată în placa fixă a matriței *10*. Miezul rotativ filetat *8* și miezul fix *9* sînt amplasați în placa mobilă *7* a matriței. Pentru eliminarea uzurii și înlocuirea pieselor s-au prevăzut bucșa lagăr *2* și placa de presiune *6*, executate din bronz.

După turnare și deschiderea formei prin acționarea cremalierei *3*, miezul filetat *8* este antrenat la rotire de către roata dințată *4*, fixată prin pana *5* pe miezul filetat, eliminînd piesa prin deșurubare. Piesa este reținută contra rotirii de către miezul fix *9*.

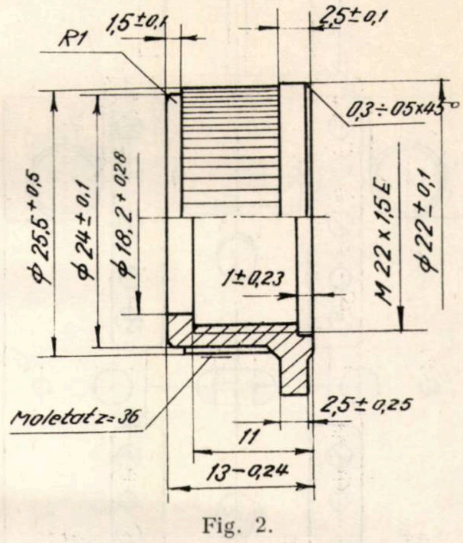


Fig. 2.

Practicarea filetului prin turnare este aplicată în continuare pentru filet exterior, folosind procedeul „prin separație". Astfel, s-a experimentat și trecut în fabricația de serie tur-

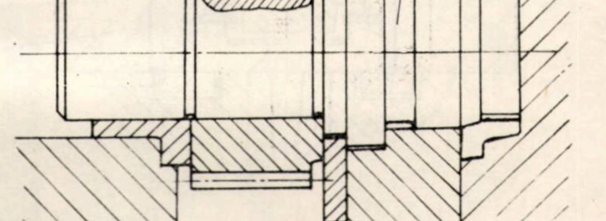


Fig. 3:
1 – suportul matriței; *2* – lagăr; *3* – cremalieră; *4* – roată dințată; *5* – pană paralelă; *6* – placă de presiune; *7* – placă mobilă; *8* – miez filetat rotativ; *9* – miez pentru gaură; *10* – placă fixă.

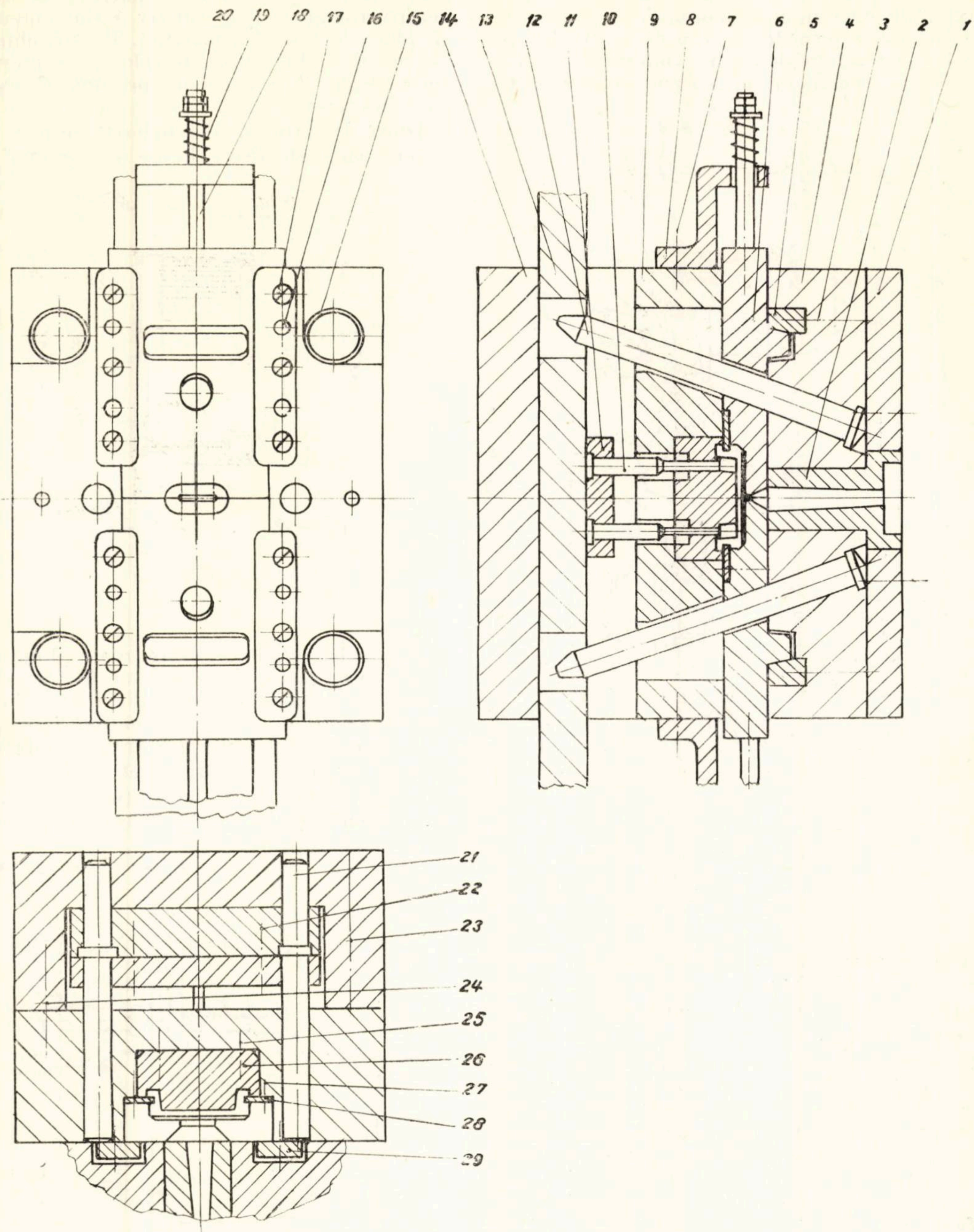


Fig. 4. Matriță pentru bușon G 2'':

1 – placă; *2* – bucșă de alimentare; *3* – șurub; *4* – placă fixă; *5* – pană de blocare; *6* – miez mobil; *7* – șurub; *8* – bridă; *9* – placă mobilă; *10* – aruncător; *11* – placă fixare aruncător; *12* – coloană deschidere miezuri; *13* – placa aruncătoarelor; *14* – bloc de fixare; *15* – bucșă cep ghidare; *16* – știft cilindric; *17* – șurub cap cilindric; *18* – prezon; *19* – arc cilindric; *20* – piuliță; *21* – coloană de ghidare; *22* – șurub cap cilindric; *23* – șurub cap hexagonal; *24* – știft cilindric; *25* – șurub cap hexagonal; *26* – miez interior; *27* – nit; *28* – miez pentru degajare; *29* – glisieră.

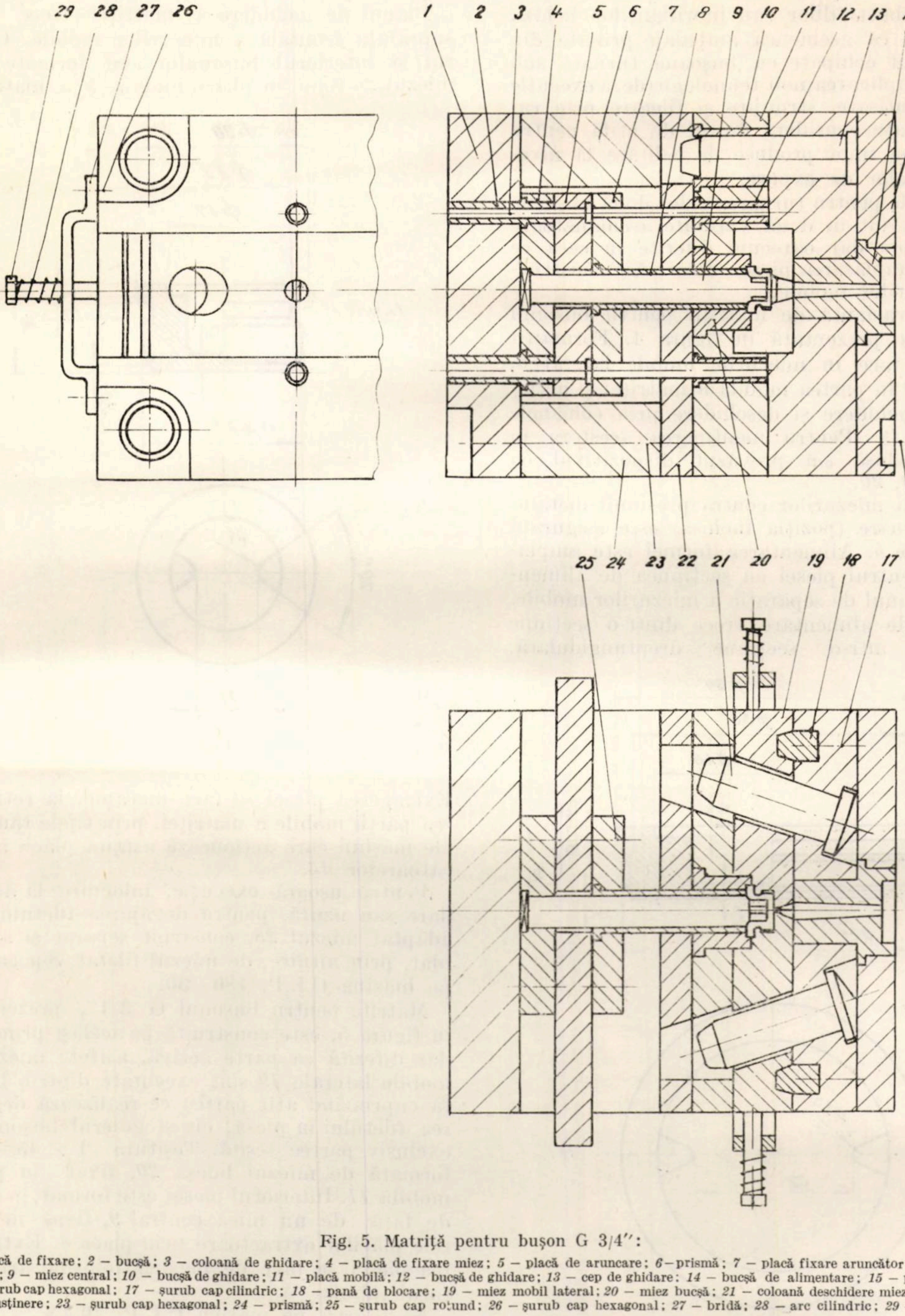


Fig. 5. Matriță pentru bușon G 3/4″:

1 – placă de fixare; *2* – bucșă; *3* – coloană de ghidare; *4* – placă de fixare miez; *5* – placă de aruncare; *6* – prismă; *7* – placă fixare aruncător; *8* – aruncător tubular; *9* – miez central; *10* – bucșă de ghidare; *11* – placă mobilă; *12* – bucșă de ghidare; *13* – cep de ghidare; *14* – bucșă de alimentare; *15* – placă de fixare; *16* – șurub cap hexagonal; *17* – șurub cap cilindric; *18* – pană de blocare; *19* – miez mobil lateral; *20* – miez bucșă; *21* – coloană deschidere miezuri; *22* – placă susținere; *23* – șurub cap hexagonal; *24* – prismă; *25* – șurub cap rotund; *26* – șurub cap hexagonal; *27* – bridă; *28* – arc cilindric; *29* – piuliță.

narea sub presiune a două tipuri de bușoane cu filet exterior, G 2" și G 3/4", pentru butoaie, bidoane, ambalaje metalice necesare transportului combustibililor sau lubrifianților lichizi. Cunoscînd că asemenea ambalaje primite din import sînt echipate cu bușoane turnate sub presiune, aplicarea noii tehnologii (de la execuție prin ambutisare, strunjire și filetare prin rulare) se poate considera destul de utilă pentru satisfacerea unor produse de calitate la nivelul cerințelor de export.

Matrițele pentru turnarea celor două bușoane s-au construit în două variante asemănătoare ca principiu dar oarecum diferite în ceea ce privește amplasarea piesei în formă și construcția miezurilor mobile.

Prima variantă de matriță pentru bușonul G 2" este prezentată în figura 4. Formarea piesei se face în miezurile mobile lateral *6*, amplasate în partea mobilă a matriței și acționate la închidere și deschidere prin coloanele înclinate *12*. Pentru menținerea acestora în stare deschisă s-a prevăzut dispozitivul cu arc *18*, *19*, *20*.

Blocarea miezurilor contra presiunii metalului la turnare (poziția închisă) este asigurată prin penele *5*. Alimentarea formei este amplasată în centrul piesei cu secțiunea de alimentare în planul de separație a miezurilor mobile. Rețeaua de alimentare trece dintr-o secțiune circulară într-o secțiune dreptunghiulară.

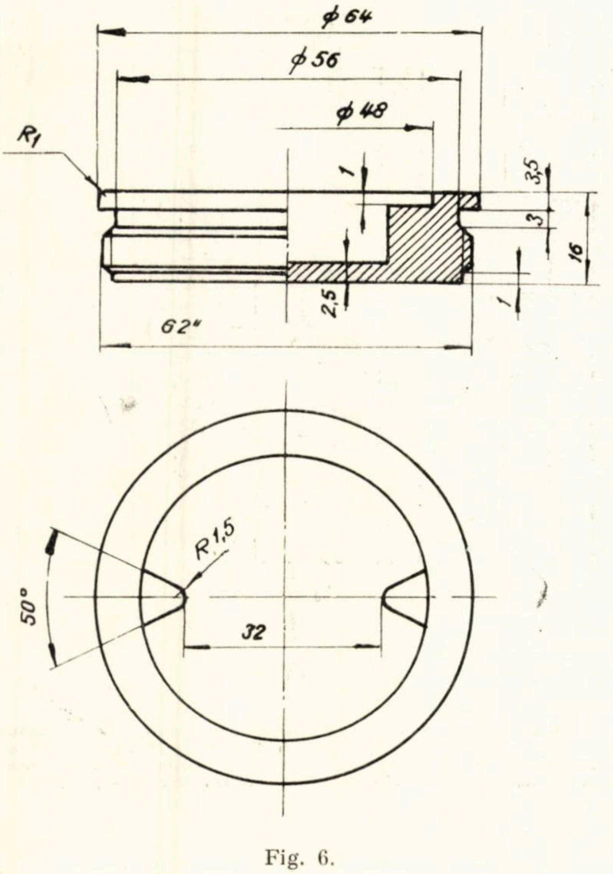


Fig. 6.

Miezurile mobile cuprind și orificiul de alimentare în piesă, în timp ce în placa fixă rămîne numai maselota de formă tronconică.

Planul de închidere a matriței trece prin suprafața frontală a miezurilor mobile. Gulerul și interiorul bușonului sînt formate din miezul *26* fixat în placa mobilă *9* a matriței.

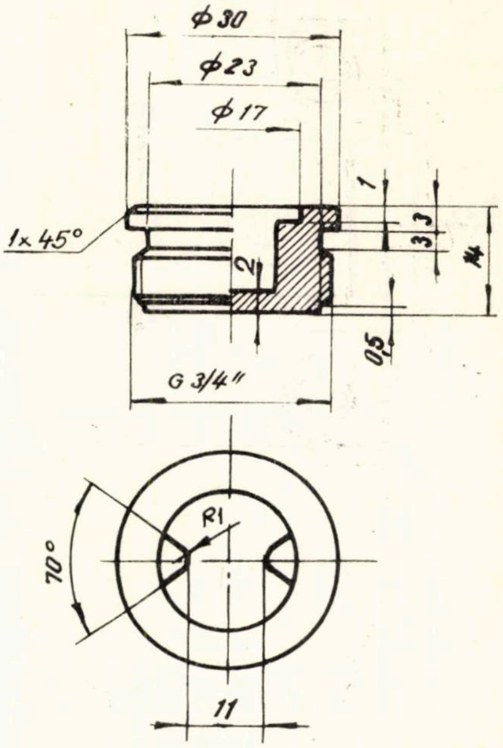


Fig. 7.

Extragerea piesei se face mecanic, la retragerea părții mobile a matriței, prin tijele tampon ale mașinii care acționează asupra plăcii aruncătoarelor *13*.

Pentru ușoară execuție, înlocuire la degradare sau uzură, pentru degajarea filetului s-a adaptat miezul *28*, construit separat și asamblat, prin nituire, de miezul filetat. S-a turnat pe mașina C.L.P. 180–30.

Matrița pentru bușonul G 3/4", prezentată în figura 5, este construită pe același principiu dar diferită ca parte activă, astfel: miezurile mobile laterale *19* sînt executate dintr-o bucată cuprinzînd atît partea ce realizează degajarea filetului în piesă, cît și gulerul bușonului, exclusiv partea teșită. Teșitura 1 × 45° este formată de miezul bucșă *20*, fixat în placa mobilă *11*. Interiorul piesei este format, în cazul de față, de un miez central *9*, fixat în spatele plăcilor extractoare prin placa *4*. Extragerea piesei se face de mașină, folosind aruncătorul tubular *8*.

Se toarnă pe mașina C.L.P. 40–8.

În figurile 6 și 7 sînt prezentate cele două produse.

Tabela 2

	Compoziția chimică, %							Caracteristicile mecanice		
	Al	Cu	Zn	Impurități max., %				σ_r, kgf/mm^2	δ_5	HB 5/250/30
				Fe	Pb	Cd	Sn			
Conform STAS	3,5–4,5	0,75–1,25	rest	0,1	0,005	0,003	0,002	27	2	80
Realizat	3,5	0,94	rest	urme	—	—	—	26	2	96,6

Tabela 3

	Compoziția chimică, %										Caracteristicile mecanice		
	Cu	Si	Mg	Mn	Al	Impurități max., %					σ_r kgf/mm^2	δ_5	HB 5/250/30
						Fe	Zn	Pb	Sn	Ti			
Conform STAS	—	11–13,5	0,2–0,4	0,3–0,5	rest	1	0,5	0,1	0,1	0,2	18–20	3–2	60–70
Realizat	0,03	12,2	0,29	0,39	rest	0,72	0,06	—	—	—	18,5	2	88,7

La construcția matrițelor pentru filet exterior „prin separație'' se ține seamă de :

— rigidizarea suficientă a miezurilor mobile, filetate, în scopul asigurării durabilității matriței în exploatare ;

— precizia prelucrării miezurilor mobile, ajustaje corespunzătoare părților de glisare pentru a se evita pătrunderea de metal topit deci blocarea sau deplasarea profilului filetului ;

— asigurarea blocării miezurilor mobile în timpul turnării, prin ajustaje și blocaje suficient dimensionate ;

— coincidența profilului filetului în planul de separație a miezurilor mobile, deci prelucrarea simultană a celor două miezuri la filet ;

— asigurarea limitelor de toleranță, impuse de produs la asamblare, astfel ca acesta să fie folosit fără nici o retușare la filet ;

— asigurarea unui cîmp de folosire și uzură cît mai mare a miezurilor matriței și menținerea unei bavuri minime pentru a se evita deplasările pe diametrul filetului piesei.

Soluțiile expuse au fost aplicate în serie cu mult succes, realizîndu-se o economie la prețul de cost și o productivitate mai mare față de vechea tehnologie. S-au turnat aliaje cu bază de plumb și staniu pentru filete la exterior și interior, iar în ultimul timp, cu bază de zinc — ZTAl 4 Cu 1, STAS 6925 — 64, și aliaje de aluminiu — ATPSi 12 Mg Fe, STAS 201—67, cu compozițiile chimice și caracteristicile mecanice arătate în tabelele 2 și 3.

Piesele la turnare se comportă bine ; forma, respectiv filetul, se umple complet, fără lipsuri sau știrbituri.

Clasa de precizie este medie întrucît mai ales la filetele interioare conicitatea minimă necesară deșurubării miezului filetat din piesă trebuie să se încadreze în abaterea admisibilă la filetele din categoria mijlocie.

Calitatea suprafeței filetate este destul de superioară, realizîndu-se o rugozitate medie $R_a = 5-12\ \mu$.

Pentru părțile active ale matrițelor s-au folosit oțeluri rezistente la temperaturi înalte, W. 85, sau echivalente, tratate termic la o duritate HRC 48—50. În rest, pentru celelalte elemente din construcția matrițelor s-au utilizat oțeluri carbon obișnuite ca, de exemplu : pentru elemente de blocare, coloane de ghidare, părți glisante și de uzură OLC 45—OLC 50—OLC 60, îmbunătățite la HRC 40 — 45. Placa mobilă și fixă a matriței se execută din OL 50—OL 60, cu un tratament și duritate mai mici, HRC 30—35, pentru a putea fi redresate după eventualele deformări provenite din tratament. Elementele auxiliare ca dispozitivul de aruncare, plăcile de prindere și fixare a matriței pe mașină, se execută din oțeluri OL 38.

În concluzie, din experiența acumulată pînă în prezent la uzina „Metrom'' se poate considera ca oportună extinderea pe scară largă a realizării filetului din turnare la piesele turnate sub presiune. Ținînd seamă de avantajele evidente ale acestei tehnologii și de costul relativ scăzut al manoperei în comparație cu prelucrările prin așchiere sau alte procedee, se consideră ca deosebit de utilă aplicarea acestei tehnologii acolo unde este cazul.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ilie D. *Turnarea sub presiune a aliajelor neferoase.* București, Editura tehnică, 1963.

[2] Dochler H. H. *Die Casting.* New York, Mc. Graw-Hil Book Company, 1951.

[3] Vinzez von Reiner. *Druckguss.* München, Carl Hanser Verlag. 1959.

[4] Jindřich Valecký și colectiv. *Litikovú padllakem.* Praga, 1963.

Rolul investiţiei specifice în analiza eficienţei economice a investiţiilor şi importanţa stabilirii comparabilităţii

Ing. P. BRĂNESCU
IPROMET – Bucureşti

CZ 338. 063. 5 : 65. 011. 4

LE RÔLE DE L'INVESTITION SPÉCIFIQUE DANS L'ANALYSE DE L'EFFICIENCE ÉCONOMIQUE DES INVESTITIONS ET L'IMPORTANCE DE L'ÉTABLISSEMENT DE LA COMPARABILITÉ

On traite le rôle de l'investition spécifique comme indicateur fondamental dans l'analyse de l'efficience économique des investitions projetées et l'importance d'amener l'investition spécifique dans des conditions de comparabilité.

À l'aide de deux exemples, on montre l'importance qu'a l'établissement du contenu physique et économique des investitions qui peuvent se comparer ainsi que l'influence des facteurs d'efficience sur le niveau de l'investition spécifique.

Le fait d'amener les investitions spécifiques dans des conditions de comparabilité est toujours une opération obligatoire, parce que les investitions que l'on compare ont des contenus physiques et économiques différents, imposés par certaines conditions objectives, et elles sont évaluées à des prix qui varient en rapport avec l'emplacement et le moment de la réalisation de l'investition.

PART PLAYED BY SPECIFIC INVESTMENT IN ANALYSE OF ECONOMIC EFFICIENCY OF INVESTMENTS. NECESSITY OF ASCERTAINING COMPARABILITY

The paper studies the role of specific investment as a basic element in analysing economic efficiency of planned investments and the importance to bring it in conditions of comparability.

Importance of establishing physical and economic content of investments is shown by means of two examples and a comparison is drawn between influences of different efficiency parametra upon the level of specific investment.

Bringing specific investment within comparability conditions is allways a compulsory operation, because investments have different physical and economic contents, imposed by objective conditions, and are estimated by means of prices which vary with location and moment of commitment.

Rezolvarea unei probleme de decizie în realizarea unei investiţii presupune analizarea, din punct de vedere tehnic şi economic, a unui număr oarecare de variante, în vederea stabilirii acelor soluţii care duc la obţinerea unei eficienţe economice cît mai ridicate.

Stabilirea eficienţei economice a unei investiţii implică o comparare a nivelului indicatorilor aferenţi variantelor proiectate cu nivelul indicatorilor altor investiţii realizate sau proiectate anterior. Aceasta presupune ca încă de la începerea proiectării să se stabilească acele investiţii cu care să se facă comparaţia. Ca investiţii de comparaţie trebuie să fie adoptate acele investiţii care reprezintă cel mai înalt nivel al tehnicii actuale, chiar dacă tehnologia din proiect diferă de tehnologiile care stau la baza investiţiilor cu care se face comparaţia.

Prin investiţie specifică se înţelege raportul dintre valoarea investiţiei, exprimată în lei, şi capacitatea ei, exprimată în unităţi fizice sau în unităţi convenţionale :

$$i = \frac{I}{Q},$$ exprimată în lei/t, lei/buc., lei/m^2, lei/km, lei/t · km, lei/kW, lei/tcc. etc.

În cazul întreprinderilor cu producţie eterogenă, care nu poate fi exprimată în unităţi fizice sau convenţionale, investiţia specifică se stabileşte ca raport între valoarea investiţiei şi valoarea producţiei-marfă, exprimîndu-se în lei investiţi pe leu producţie-marfă.

Investiţia specifică este unul dintre indicatorii de bază în analiza eficienţei economice a investiţiei proiectate, arătînd, prin compararea a două sau mai multe variante, care este varianta care asigură volumul cel mai mic de cheltuieli pentru creerea capacităţii respective şi la ce diferenţe de aceasta se situează celelalte variante. Cu alte cuvinte, investiţia specifică permite ca, sub aspectul valorii de investiţie, să se stabilească ordinea de preferinţă a variantelor proiectate şi raporturile relative dintre varianta care reprezintă cel mai scăzut nivel al investiţei specifice şi celelalte variante care pot prezenta avantaje sub aspectul altor laturi ale eficienţei economice (preţ de cost, efortul de finanţare în timp, valorificarea resurselor economiei naţionale etc.).

În vederea identificării acelor lucrări care au fost subevaluate sau supraevaluate şi a verificării soluţiei proiectate sub aspectul alegerii şi dimensionării elementelor fluxului tehnologic, a organizării în spaţiu a fluxului şi a alegerii tipului de elemente constructive, investiţia specifică aferentă capacităţii proiectate se compară cu investiţiile specifice obţinute pentru unităţi similare realizate sau proiectate anterior.

Atît la compararea investiţiilor specifice aferente variantelor proiectate, cît şi la compararea acestora cu alte investiţii realizate sau proiectate anterior, este necesar să se stabilească conţinutul fizic, conţinutul economic al acestor investiţii şi unitatea de măsură a valorilor, pentru verificarea comparabilităţii lor sau pentru aducerea lor în condiţii de comparabilitate.

Orice comparaţie făcută fără a cunoaşte conţinutul fizic, conţinutul economic şi unitatea de măsură a valorilor investiţiilor specifice care se compară, poate duce la erori grave în stabilirea eficienţei economice a unei investiţii. În general, investiţiile care se compară au conţinuturi fizice şi economice diferite, impuse de anumite condiţii obiective, şi sînt evaluate cu preţuri de deviz, de achiziţie sau de înregistrare în inventar, care variază în funcţie de amplasament şi de momentul realizării investiţiei, astfel că aducerea investiţiilor specifice în condiţii de comparabilitate este totdeauna o operaţie obligatorie.

Factorii mai importanţi care determină diferenţieri în conţinutul fizic şi economic al unei investiţii şi de care trebuie să se ţină seamă la stabilirea comparabilităţii investiţiilor specifice sînt :

— gradul de dotare cu obiecte de investiţii destinate asigurării producţiei auxiliare, utilităţilor, deservirilor şi a obiectelor de interes comun ;

— gradul de integrare a fabricaţiei cu secţii de bază ;

— gradul de prelucrare a subproduselor ;

— tehnologia care stă la baza producţiei, nivelul tehnic al mijloacelor fixe, gradul de mecanizare şi automatizare ;

— caracteristicile tehnice ale materiilor prime şi natura combustibilului folosit, în special sub aspectul valorificării resurselor economiei naţionale ;

— modul de asigurare şi caracteristicile tehnice ale fluidelor energetice ;

— caracteristicile de fundare şi configuraţia terenului.

Alegerea mărimii capacităţii de producţie şi a structurii sortimentale, factori importanţi prin influenţa lor sensibilă asupra investiţiei specifice, depinde în mare măsură de elementele stabilite în cadrul activităţii de planificare, respectiv de elementele din balanţele materiale pe economie.

Investiţia specifică este influenţată de mărimea capacităţii de producţie deoarece în majoritatea cazurilor volumul investiţiei nu creşte proporţional cu capacitatea de producţie. La rîndul ei, capacitatea de producţie este influenţată de structura sortimentală, fiecare sortiment fiind produs, de regulă, cu o altă productivitate specifică.

Alegerea soluţiei optime privind tehnologia de fabricaţie, gradul de integrare, aprovizionarea cu materii prime etc. este o problemă de eficienţă economică, adică de stabilire a acelei soluţii care să permită obţinerea unui efect economic maxim cu cheltuieli minime.

Influenţa fiecărui factor asupra nivelului investiţiei specifice nu poate fi delimitată întotdeauna cu exactitate deoarece aceşti factori, în general, se condiţionează reciproc. Caracteristicile tehnice ale materiei prime poate impune alegerea unei anumite tehnologii, care la rîndul ei poate condiţiona mărimea capacităţii de producţie şi folosirea unui anumit combustibil.

Investiţia specifică, în exprimare valorică, aferentă unei fabricaţii care comportă colaborări cu alte întreprinderi în ce priveşte aprovizionarea cu semifabricate, depinde de volumul şi structura acestor colaborări, adică de gradul de integrare a fabricaţiei respective.

★

Importanţa stabilirii conţinutului fizic şi economic al investiţiilor care se compară şi influenţa factorilor de eficienţă asupra nivelului investiţiei specifice vor fi ilustrate prin următoarele două exemple :

Exemplul 1

Se compară investiţia specifică aferentă uzinei cocsochimice din cadrul unui nou combinat siderurgic (N.C.S.) cu investiţiile specifice rezultate pentru uzinele cocsochimice existente la Combinatul siderurgic — Hunedoara şi la Combinatul siderurgic — Reşiţa (tabela 1).

Tabela 1

Combinatul	Volumul* investiţiei, mii lei	Capacitatea de producţie, t/an	Investiţia specifică, lei/t
N.C.S.	345 000	500 000	690
C.S.H.	800 000	1 000 000	800
C.S.R.	82 500	125 000	660

* Valorile numerice adoptate sînt convenţionale.

Din datele prezentate în tabela 1 rezultă că investiţia specifică aferentă N.C.S. este inferioară celei de la Combinatul siderurgic — Hunedoara şi superioară celei de la Combinatul siderurgic — Reşiţa. La prima vedere această situaţie apare contradictorie în raport cu capacităţile de producţie aferente celor trei cocserii care se compară. În realitate, cele trei investiţii nu au acelaşi conţinut fizic şi economic şi nici aceeaşi unitate de măsură a valorilor (preţuri de deviz), aşa cum rezultă din precizările care urmează :

La N.C.S. :

— cocserie clasică, prevăzută a utiliza cărbuni cocsificabili din import, cu introducerea încărcăturii prin partea de sus a cuptorului de cocsificare ;

— secţiile chimice cuprind o distilerie de gudroane şi o secţie de rectificare a benzenului, dimensionate să prelucreze numai subprodusele proprii ;

— preţurile de deviz sînt preţuri reaşezate (în vigoare) ;

La C.S.H. :

— cocserie care utilizează în proporţie mare cărbuni de Valea Jiului, care impun o preparare foarte avansată, cu încărcarea laterală de piloţi ştampaţi ;

— secţiile chimice cuprind o distilerie de gudroane dimensionată să prelucreze şi gudronul de la Combinatul siderurgic — Reşiţa, precum şi o secţie de rectificare a benzenului ;

— 80 % din fondurile fixe sînt înregistrate cu preţuri de deviz nereaşezate ;

La C.S.R. :

— cocserie care utilizează o proporţie însemnată de cărbuni cocsificabili astfel că nu implică o preparare avansată, cu încărcarea laterală de piloţi ştampaţi ;

— secţiile chimice se rezumă la captarea şi răcirea gazului, la separarea gudronului brut şi la concentrarea apei amoniacale ;

— fondurile fixe sînt înregistrate integral cu preţuri nereaşezate.

Pentru a stabili valori comparabile, investiţiile specifice aferente celor trei cocserii trebuie să fie descompuse pe subunităţi componente. Se operează mai întîi corecţia privind preţul de deviz (s-a adoptat convenţional o creştere de 10 % a preţurilor reaşezate) (tabela 2).

Pentru a le face comparabile, cele trei cocserii trebuie să fie aduse la acelaşi conţinut fizic şi economic, de preferinţă la conţinutul investiţiei nou proiectate.

Aplicînd la investiţiile specifice actualizate aferente cocseriilor de la Combinatul siderurgic — Hunedoara şi Combinatul siderurgic — Reşiţa corecţiile de valoare a investiţiilor corespunzătoare diferenţelor de conţinut fizic şi economic (diferenţe de utilaje şi instalaţii determinate de calitatea materiei prime, tehnologia de încărcare a cuptoarelor şi gradul de prelucrare a subproduselor), rezultă investiţiile specifice comparabile (tabela 3).

Tabela 2

	Investiţia specifică înregistrată, lei/t	Corecţia la preţul de deviz, lei/t	Investiţia specifică actualizată, lei/t
N.C.S.			
— depozitarea şi prepararea cărbunilor	30	—	30
— cuptoare de cocsificare	490	—	490
— secţii chimice	170	—	170
Total cocserie N.C.S.	690	—	690
C.S.H.			
— depozitarea şi prepararea cărbunilor	100	8	108
— ştamparea piloţilor	50	4	54
— cuptoare de cocsificare	450	36	486
— secţii chimice	200	16	216
Total cocserie C.S.H.	800	64	864
C.S.R.			
— depozitarea şi prepararea cărbunilor	40	4	44
— ştamparea piloţilor	60	6	66
— cuptoare de cocsificare	490	49	539
— secţii chimice	70	7	77
Total cocserie C.S.R.	660	66	726

Tabela 3

	Investiţia specifică actualizată, lei/t	Corecţia privind conţinutul fizic şi economic, lei/t	Investiţia specifică comparabilă, lei/t
N.C.S.			
— depozitarea şi prepararea cărbunilor	30	—	30
— cuptoare de cocsificare	490	—	490
— secţii chimice	170	—	170
Total cocserie N.C.S.	690	—	690
C.S.H.			
— depozitarea şi prepararea cărbunilor	108	−80	28
— ştamparea piloţilor	54	−54	—
— cuptoare de cocsificare	486	—	486
— secţii chimice	216	−44	172
Total cocserie C.S.H.	864	−178	686
C.S.R.			
— depozitarea şi prepararea cărbunilor	44	—	44
— ştamparea piloţilor	66	−66	—
— cuptoare de cocsificare	539	—	539
— secţii chimice	77	+125	202
Total cocserie C.S.R.	726	+59	785

Se constată că, în condiţii de comparabilitate, investiţiile specifice aferente uzinelor cocsochimice de la N.C.S. şi C.S.H. sînt practic egale, fiind inferioare faţă de investiţia specifică a uzinei cocsochimice de la C.S.R. cu circa 12 %. În urma acestei analize se poate conchide că valoarea lucrărilor proiectate pentru uzina cocsochimică de la N.C.S. nu este subevaluată şi nici supraevaluată, iar soluţiile adoptate în proiect nu duc la o eficienţă inferioară celei aferente investiţiilor de referinţă (din punctul de vedere al investiţiei specifice).

Exemplul 2

Se analizează două variante privind creerea unei capacităţi de producere a 10 000 t/an piese de schimb pentru industria siderurgică avînd valoarea producţiei-marfă de 10 000 t/an × × 25 000 lei/t = 250 000 lei/an. Piesele sînt confecţionate din piese brute din fontă şi oţel în greutate de pînă la 5 t/buc.

Varianta I. Întreprinderea este complet integrată pentru necesarul de piese brut turnate. Volumul de investiţii este :

	mii lei
— atelier prelucrări mecanice 10 000 t/an × 9 500 lei/t...	95 000
— turnătoria de fontă 5 000 t/an × 8 500 lei/t	42 500
— turnătoria de oţel 7 000 t/an × 9 800 lei/t..	68 600
Total secţii de bază	206 100
— secţii auxiliare şi de deservire	51 500
Total investiţii	257 600

$$\text{Investiţia specifică } \frac{257\,600\,000}{250\,000\,000} = 1{,}03 \text{ lei investiţi/}$$

leu producţie-marfă.

Varianta II. Întreprinderea este integrată numai pentru 50 % din necesarul de piese brut turnate, turnătoriile avînd performanţa de 2 t/buc. Volumul de investiţii este :

	mii lei
— atelier prelucrări mecanice 10 000 t/an × 9 500 lei/t..	95 000
—turnătoria de fontă 2 500 t/an × 9 000 lei/t...	22 500
— turnătoria de oţel 3 500 t/an × 10 400 lei/t ...	36 400
Total secţii de bază	153 900
— secţii auxiliare şi de deservire	41 100
Total investiţii....	195 000

$$\text{Investiţia specifică } \frac{195\,000\,000}{250\,000\,000} = 0{,}78 \text{ lei investiţi/leu}$$

producţie-marfă.

Este evident că cele două investiţii specifice aferente variantelor analizate nu sînt comparabile deoarece ele nu au acelaşi conţinut fizic şi economic. Pentru aducerea celor două variante în condiţii de comparabilitate trebuie să se ţină seamă, în varianta II, de volumul de investiţii conexe aferent dezvoltării întreprinderii care asigură cooperarea pentru restul pieselor brut turnate cu performanţa 2—5 t/buc.

Volumul de investiţii aferent dezvoltării întreprinderii care asigură cooperarea este estimat la :

	mii lei
— turnătoria de fontă 2 500 t/an × 8 100 lei/t	20 250
— turnătoria de oţel 3 500 t/an × 9 300 lei/t	32 550
Total secţii de bază	52 800
— secţii auxiliare şi de deservire	12 200
Total investiţii	65 000

În condiţii de comparabilitate, investiţia specifică aferentă variantei a II-a este de :

$$\frac{195\,000\,000 + 65\,000\,000}{250\,000\,000} = 1{,}04 \text{ lei investiţi/leu}$$

producţie-marfă.

Din analiza datelor prezentate rezultă că în condiţii de comparabilitate cele două variante sînt practic egale sub aspectul investiţiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mănescu M. *Calcul economic.* Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1964.

[2] * * * *Eficienţa economică a investiţiilor.* Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1967.

[3] Siclovan Gh. *Eficienţa economică şi factorul timp.* Probleme economice, nr. 6, 1967, pag. 13.

[4] Massé P. *Le choix des investissements.* Paris, Dunod, 1968.

[5] Konson A. S. *Eficacitatea economică a tehnicii noi.* Bucureşti, Editura ştiinţifică, 1960.

[6] Bannîi N. P. *Tehniko-ekonomiceskie rasciotî v ciornoi metallurghii* (Calculele tehnico-economice în siderurgie). Moscova, Metallurghizdat, 1962.

◆

Consideraţii asupra cauzelor apariţiei crăpăturilor în lingourile de oţel calmat

Conf. dr. ing. **SILVIA VACU** şi ing. **FL. LUNGU**
Institutul politehnic—Bucureşti
Combinatul siderurgic – Reşiţa

CZ 669. 141. 241. 2 : 019. 539. 377

CONSIDÉRATIONS SUR LES CAUSES DE L'APPARITION DES FISSURES DANS LES LINGOTS EN ACIER CALMÉ

Afin de réduire le rebut du au fissurage des lingots, lors du moulage de l'acier de bandages, on a étudié l'élaboration et le moulage de cet acier, au Complexe sidérurgique — Reşiţa.

En étudiant les fissures qui apparaissent dans les lingots, on constate que celle-ci sont dues en grande partie aux tensions provoquées par de fortes ségrégations, et spécialement celles des éléments nocifs (S, P, N, inclusions). Ceci est démontré par le fait que la rupture apparait en particulier comme interdendrique, et les éléments qui ont une forte tendance à la ségrégation sont en grande concentration dans le voisinage de la fissure, en comparaison avec la composition moyenne de l'acier. De là résulte l'importance de la direction de l'élaboration en vue de réduire le contenu de S, de P, de N, etc. et de limiter la ségrégation pendant la solidification, en respectant la température de moulage prescrite.

CONSIDERATIONS REGARDING CAUSES OF FLAW OCCURENCE IN KILLED STEEL INGOTS

In view to reduce losses due to ingot flaws in tyre casting, steel-making and casting of this brand was studied in Iron and Steel Plant—Reşiţa.

Studying flaws which appear in ingots, it was found that these are due to stresses induced by intense segregation, especially of noxious elements (S, P, N, inclusions). This is due to the that breaking occurs mostly interdendritically and that there exists, around the flaw, a higher concentration of elements having great segregative tendency in comparison with the mean composition of the steel. This emphasizes the need to control steel-making in such a way as to reduce S, P, N and other elements' content and to observe prescribed casting temperature in view to limit segregation during solidification.

Dintre defectele lingourilor de oţel, cele mai grave sînt crăpăturile care, sub aspectele multiple în care apar, fac de cele mai multe ori lingoul neutilizabil total sau parţial; acest lucru are efecte economice nedorite deoarece crăpătura poate apărea după un anumit grad de prelucrare a lingoului, fapt care justifică numeroasele studii efectuate privind această problemă.

Problema determinării cauzelor care duc la apariţia crăpăturilor este complicată deoarece aceste crăpături se produc în diferite poziţii (verticale, orizontale, pornind de la suprafaţa lingoului sau sub crusta marginală) şi în diferite momente ale procesului de solidificare, răcire sau prelucrare. Elucidarea cauzelor care determină crăparea lingourilor sau a semifabricatelor este îngreuiată şi de faptul că în aceeaşi şarjă de oţel unele lingouri crapă iar altele nu, cazuri în care să crape toate lingourile sînt extrem de rare, iar şarje la care să nu crape nici un lingou sînt foarte frecvente. Această din urmă observaţie impune, de la început, ipoteza că, factorii care determină apariţia crăpăturilor nu sînt dintre cei care se urmăresc în mod obişnuit la elaborarea şi turnarea oţelului, ci fac parte din acei factori fizico-chimici care, deşi existenţi, nu se urmăresc în producţia curentă decît indirect sau ocazional, cum sînt: conţinutul de gaze [N], [H], conţinutul de incluziuni nemetalice, conţinutul de elemente dăunătoare [Cu, As], viteza de răcire a lingoului etc.

Se ştie că, ruperea unui material se produce atunci cînd valoarea tensiunilor interne depăşeşte rezistenţa acestuia. Ori, în procesul de solidificare şi de răcire au loc transformări însoţite de schimbări de volum atît în zone de temperatură înaltă, cît şi în zone de temperatură relativ joasă, ceea ce crează implicit o stare de tensiune în masa metalică. În afară de aceasta, trecerea din stare lichidă în stare solidă este însoţită de procese de segregare a carbonului, siliciului, manganului, dar mai ales a impurităţilor (P,S, As), precum şi a gazelor şi incluziunilor nemetalice. Această segregare face ca lichidul interdendritic să fie bogat în elemente segregate (în special impurităţi şi gaze) ceea ce duce la diferenţe mari de rezistenţă între dendrite şi materialul interdendritic, zone în care, de regulă, tensiunile interne reuşesc să producă ruperea.

De altfel, din studierea mai multor crăpături apărute în lingouri din oţel de bandaje, pe probe atacate cu reactivul Oberhoffer (fig. 1), se constată că propagarea crăpăturii se face de preferinţă interdendritic.

De asemenea, materialul interdendritic, puternic segregat, are temperatură de topire joasă (uneori 1 200 – 1250°C) [1], deci ruperea se poate produce în timpul prelucrării prin deformare la cald deoarece la temperatura de

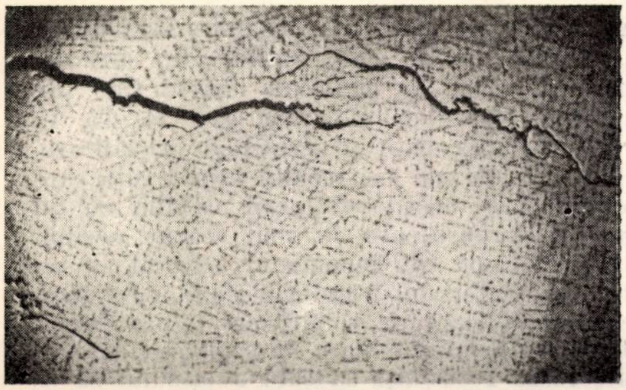


Fig. 1. Crăpătură în zona transcristalizată la un lingou de bandaje. Atac Oberhoffer × 100.

prelucrare aceste zone sînt lichide, ceea ce face ca legătura metalică să fie întreruptă.

De altfel, majoritatea cercetărilor referitoare la apariția crăpăturilor [1], [5] constată că acestea se amorsează în zona de transcristalizare; cu rare excepții crăpăturile se amorsează chiar în crusta marginală (temperatură de turnare prea mare asociată sau nu cu viteză mare de turnare sau cu lingotieră incorect dimensionată).

Din literatura de specialitate [4], [5] rezultă că frecvența cea mai mare a apariției crăpăturilor transversale apare la oțelurile cu 0,1 — 0,2% C (fig. 2), iar a crăpăturilor longitudinale, la oțelurile cu 0,3 — 0,4% C.

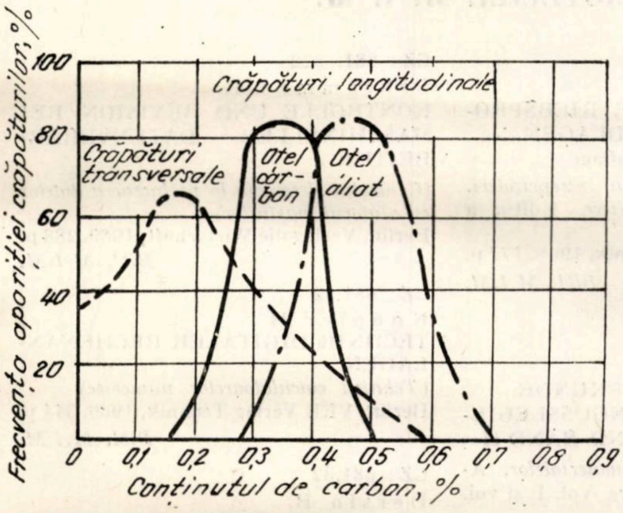


Fig. 2. Variația frecvenței crăpăturilor la lingouri în funcție de conținutul de carbon din oțel.

Apariția crăpăturilor longitudinale la lingouri, mai frecventă la oțelurile cu mai mult de 0,35%C, se datorează existenței unui interval mai mare de solidificare. De altfel, la aceste oțeluri entalpia este mai mare (fig. 3), deci este necesar să se evacueze mai multă căldură în cursul solidificării, ceea ce face să crească durata de solidificare (în aceleași condiții de răcire). De asemenea, s-a observat că tendința de crăpare se micșorează mult dacă oțelul conține puține gaze și incluziuni nemetalice și dacă se micșorează gradientul termic de solidificare (în special în zona de transcristalizare unde segregația interdendritică este mai puternică).

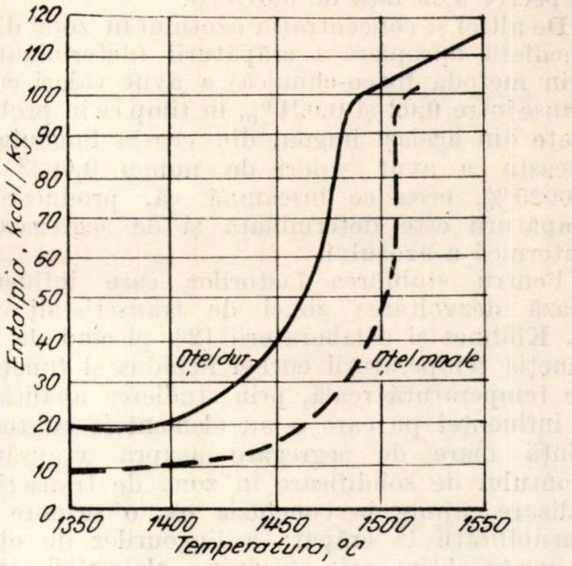


Fig. 3. Variația entalpiei cu temperatura în funcție de conținutul de carbon.

Analizînd microscopic crăpăturile apărute în lingourile din oțel de bandaje se constată, în primul rînd, concentrarea unor mari cantități de incluziuni sulfidice (fig. 4), puse în evidență prin atac după metoda Künkele. În unele studii [1], [3] asupra segregării sulfului și fosforului s-au găsit creșteri de con-

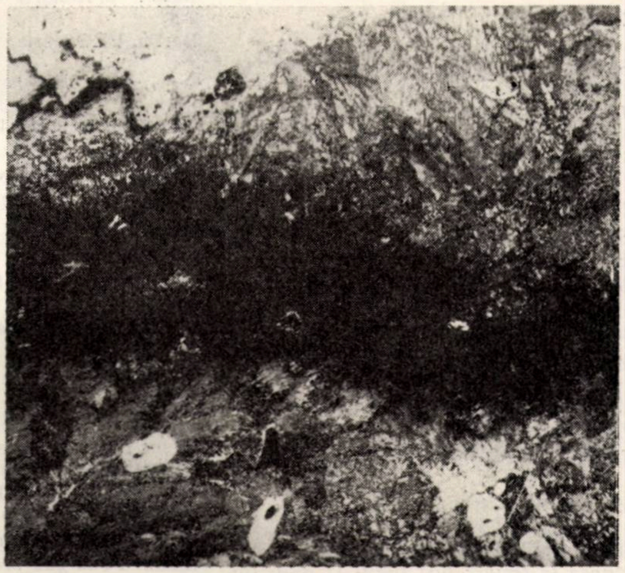


Fig. 4. Concentrații de sulfuri în apropierea crăpăturii. Atac Künkele × 100.

centraţie în zona interdendritică faţă de concentraţia medie din oţel, de 6—7 ori, atît pentru sulf cît şi pentru fosfor (0,14 faţă de 0,02 %, respectiv 0,09 faţă de 0,015 %).

De altfel şi concentraţia azotului în zona din imediata apropiere a crăpăturii (determinată prin metoda fizico-chimică) a avut valori cuprinse între 0,02 şi 0,021 %, în timp ce în probe luate din acelaşi lingou, din crusta lingoului, aceasta a avut valori de numai 0,0023 — 0,0025 %, ceea ce înseamnă că, producerea crăpăturii este determinată şi de segregarea puternică a azotului.

Pentru stabilirea factorilor care influenţează dezvoltarea zonei de transcristalizare E. Klűbnes şi colaboratorii [2], plecînd de la funcţia temperaturii curbei lichidus şi funcţia de temperatură reală, prin studierea analitică a influenţei pe care o au elementele cu tendinţă mare de segregare asupra avansării frontului de solidificare în zona de transcristalizare, ajung la concluzia că, o scădere a sensibilităţii la crăpare a lingourilor de oţel se poate obţine prin stăpînirea elaborării (atît la afinare, cît şi la dezoxidare) astfel încît oţelul să conţină foarte puţin oxigen, azot, sulf, fosfor, iar azotul şi oxigenul să se găsească în oţelul lichid sub formă de azoturi, respectiv oxizi, în particule foarte fine (de exemplu, legate de elemente ca : Al, Ti, V, Zr, B), care să constituie germeni de cristalizare.

Din cele de mai sus rezultă importanţa care trebuie să se acorde obţinerii oţelului cu un grad de impurificare cît mai scăzut posibil, astfel încît, cu tot fenomenul natural al segregaţiei, materialul interdendritic să aibă temperatură ridicată de solidificare, adică impurităţile cu tendinţă mare de segregare şi care micşorează rezistenţa la cald a oţelului să se îndepărteze avansat în cursul elaborării, iar cele rămase să se găsească sub o formă care să nu dăuneze calităţii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dudek M. Praktische Metallographie, nr. 7, 1966.
[2] Klübnes R. ş.a. Revue de Métallurgie, nr. 1, 1968.
[3] Comon J. Bastien. Revue de Métallurgie, nr. 1, 1968.
[4] Schöberl A. şi Pink E. Radex Rundschau, nr. 2, 1966.
[5] Kohn A. şi Morillon Y. Revue de Métallurgie, nr. 4, 1965.

CĂRŢI INTRATE ÎN BIBLIOTECILE M. I. M.

CZ : 669.1
Damerow G. ş.a.
TECHNOLOGIE DER METALLURGISCHEN INDUSTRIE
(*Tehnologia industriei metalurgice*)
Berlin, VEB Verlag Technik 1969, 379 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 614.8
Junghans R.
LEHRBUCH DER SICHERHEITSTECHNIK. BAND I
(*Manual de tehnica securităţii. Vol. I*).
Leipzig, Ed. Grundstoffindustrie 1969, 393 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 614.8 : 338.062.4
PSYCHOLOGIE IN UNSEREM LEBEN. 2 Auflage
(*Rolul psihologiei în epoca contemporană.* Ediţia a 2-a)
Berlin, Ed. Dietz, 1969, 517 p.

CZ : 534.1
Amthor W. ş.a.
SCHWINGUNGSERZEUGUNG
(*Producerea oscilaţiilor*)
Berlin, VEB Verlag Technik, 1969, 80 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 614.8—084
Ordinanz W.
HITZEARBEIT UND HITZESCHUTZ
(*Munca la temperaturi înalte şi protecţia contra temperaturilor înalte*)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1968, 122 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 6.001.13
Rockstroh W.
TECHNOLOGISCHE BETRIEBSPROJEKTIERUNG GRUNDLAGEN — WERKSTÄTTEN. 2 Auflage
(*Proiectarea tehnologică în întreprinderi. Bazele proiectării — Ateliere.* Ediţia a 2-a)
Berlin, VEB Verlag Technik, 1968, 177 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.11 : 621.74
Benser
KLEINE WERKSTOFFKUNDE. STAHL UND EISENGUSSLEGIERUNGEN. BAND I UND BAND II
(*Studiul — pe scurt — al materialelor. Aliaje feroase pentru turnare.* Vol. I şi vol. II)
Leipzig, VEB Verlag Technik, 1969.
Bibl. M.I.M.

CZ : 669.131.6 : 621.791
Wuttke Felix
TECHNICAL FUNDAMENTALS. GAS WELDING III. „THE WELDING OF GREY CAST- IRON"
(*Seria „Principii fundamentale tehnice". Sudarea sub gaz protector III. „Sudarea fontei cenuşii de turnătorie"*)
Leipzig, Ed. Grundstoffindustrie, 1969.
Bibl. M.I.M.

CZ : 681. 322
Schramme l. R.
KONTROLLE UND REVISION BEI MASCHINELLER DATENVERARBEITUNG
(*Controlul şi revizia la prelucrarea datelor cu ajutorul maşinilor*)
Berlin, Verlag die Wirtschaft, 1969, 288 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 681.32
Knüpfer H.
TECHNIK DIGITALER RECHENANLAGEN
(*Tehnica calculatoarelor numerice*)
Berlin, VEB Verlag Technik, 1969, 544 p.
Bibl. M.I.M.

CZ : 681.32
Dersin R.
DIGITALE RECHENAUTOMATEN. TEIL I und II
(*Calculatoare numerice.* Partea I şi II)
Berlin, Ed. Die Wirtschaft, 1969, 96 p.
Bibl. I.P.L.

CZ : 681.32
Kalex E. ş.a.
WIRKUNGSWEISE, PROGRAMMIERUNG UND ANWENDUNG VON ANALOGRECHNERN
(*Modul de funcţionare, programarea şi utilizarea calculatoarelor numerice*).
Berlin, Verlag die Wirtschaft, 1969, 188 p.
Bibl. M.I.M.

Cu privire la mecanismul rafinării oxidante a cuprului

Prof. dr. ing. **Fl. OPREA** și ing. **P. MOLDOVAN**
Institutul politehnic — București

CZ 669.343

EN CE QUI CONCERNE LE MÉCANISME DU RAFFINAGE OXIDANT DU CUIVRE

Les auteurs se proposent d'élucider le mécanisme du raffinage oxidant du cuivre, lors de l'insufflation de l'air dans le bain métallique. À cette fin, ils prennent comme point de départ le calcul de la quantité de cuivre se trouvant dans la couche superficielle, autour des bulles d'oxygène, en tenant compte de la dynamique de la formation et du dégagement des bulles du bain métallique, ainsi que des aspects thermodynamiques du processus d'oxydation.

La corrélation entre la vitesse d'oxydation et une série de facteurs importants, comme par exemple : la durée de stabilisation de la bulle, sa dimension, le coefficient de tension superficielle etc. offre la possibilité d'intensifier les réactions d'oxydation des impuretés existant dans le cuivre liquide, fait qui peut mener à une importante réduction de la période d'oxydation, dans les conditions de la pratique industrielle du raffinage du cuivre de convertiseur.

REGARDING MECHANISM OF OXIDIZING REFINING OF COPPER

The paper aims to elucidate mechanism of oxidizing refining of copper, with air blast into the metallic bath. To this end iuvestigation is started by calculating the copper amount situated in the surface layer around the oxygen bubbles, taking into consideration dynamics of bubble generation and relieving from the metallic bath, as well as thermodynamic aspects of the oxidizing process.

Relating oxidizing speed to a series of important factors as : time of bubble stability, bubble size, surface tension coefficient etc., enables to intensify oxidation of impurities in liquidcopper, a fact which maylead to an important decrease of the oxidation period for converter copper refining under industrial operating conditions.

Impuritățile din cuprul lichid supus rafinării se oxidează la suflarea aerului, cu ajutorul O_2 din atmosfera gazoasă a cuptorului, în contact cu O_2 dizolvat în baia metalică și prin intermediul Cu_2O format preliminar :

$$[Cu_2O] + [Me'] = 2[Cu] + (Me'O) \qquad (1)$$

$$K = \frac{a^2_{[Cu]} \cdot a_{(Me'O)}}{a_{[Cu_2O]} \cdot a_{[Me']}} \qquad (2)$$

Pînă în prezent se presupune că primele două căi de oxidare nu sînt preponderente datorită vitezei mici de difuzie a O_2 în baia metalică și datorită concentrațiilor mici ale impurităților de cupru. Acest fapt însă ar putea fi contestat dacă se consideră o repartiție neuniformă a impurităților din cupru, în special în zonele cu o concentrație mai mare de impurități, ținînd seamă și de faptul că unele impurități prezente în cupru (Sb, Fe, As, Pb etc.) la 1 200 °C au o afinitate mai mare față de oxigen decît cuprul. Din această cauză, în lucrare se propune elucidarea mecanismului posibil de oxidare a impurităților din cupru la suflarea aerului în baia metalică.

Starea metalică lichidă. În metalele lichide ca și în cele solide, componenta de bază a legăturii dintre atomii componenților este cea metalică, ca rezultat al interacțiunii ionilor pozitivi cu gazul electronic format din electronii de valență. Această interacțiune nu are un caracter orientat și, de aceea, forma sferică a norului de electroni exteriori ai ionilor metalici trebuie să ducă [1] la o densitate de împachetare (fig. 1).

În realitate Cu, Pb etc. au densitate mare de împachetare, determinată de păstrarea de către ionii lor a unuia sau a două straturi exterioare *s* sau *d* de electroni.

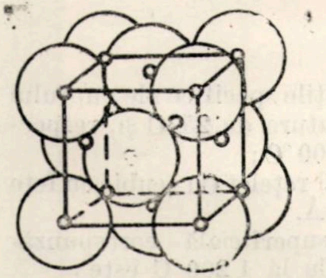


Fig. 1. Densitatea de împachetare a ionilor sferici sau a atomilor de cupru ($k = 12$).

Curbele de repartiție a atomilor în metalele lichide obținute pe baza roentgenogramelor permit să se determine razele sferelor de coordinație, corespunzătoare maximelor curbelor, și să se determine aproximativ numărul atomilor din aceste sfere. Totuși, aceste date nu sînt așa de exacte ca și pentru rețeaua cristalină și, în afară de aceasta, nu dau indicații cu privire la orientarea reciprocă a atomilor. La creșterea temperaturii are loc o scădere treptată și însemnată a numărului de coordinație, care caracterizează ordinea apropiată în metale lichide, ca urmare a creșterii concentrației vacanțelor și a intensificării mișcării de translație [2]. Topirea metalelor și a nemetalelor nu este însoțită, cum ar fi normal, de trecerea la o densitate mai mare de împachetare ($k = 12$), ceea ce arată că și în stare topită metalele păstrează legăturile interatomice orientate. Cauza probabilă a existenţei lor poate fi interacţiunea norilor de electroni nesferici ai ionilor [3].

Calculul cantităţii de cupru aflat în stratul superficial în jurul bulelor de oxigen. Pentru stabilirea acestui parametru trebuie să se ţină seamă de următorii factori:

a) Volumul care revine unui atom de cupru la 1 200 °C:

$$V_{at\,\mathrm{Cu}} = \frac{\mathrm{A}}{\rho_{\mathrm{Cu}} \cdot N_A} = \frac{63{,}542}{8{,}3 \cdot 6{,}023 \cdot 10^{23}} = 12{,}69 \text{ Å}^3, \tag{3}$$

unde:

A este greutatea atomică a Cu;

ρ_{Cu} — greutatea specifică a cuprului lichid, g/cm³;

N_A — numărul Avogadro, atomi/atg

La acelaşi rezultat se ajunge dacă se calculează volumul reţelei cristaline (cubic cu feţe centrate), care revine unui atom de cupru, presupunînd că în stare lichidă se păstrează ordinea apropiată şi volumul reţelei creşte puţin (direct proporţional cu densitatea). În reţeaua cubică cu feţe centrate la un atom revine 1/4 din volumul reţelei. De aceea, la 1 200 °C:

$$V_{at\,\mathrm{Cu}} = 1/4\ W^3 \cdot \rho_{solid}/\rho_{lichid} = 1/4(3{,}607)^3 \cdot \frac{8{,}96}{8{,}3} = 12{,}68 \text{ Å}^3, \tag{4}$$

în care:

ρ_{solid} şi ρ_{lichid} sînt greutăţile specifice ale cuprului la temperatura de 25 °C şi, respectiv, la 1 200 °C;

W — parametrul reţelei Cu (cubic cu feţe centrate), Å.

Suprafaţa efectivă superficială corespunzătoare la un atom de Cu la 1 200 °C este:

$$S_{at\,\mathrm{Cu}} = (V_{at\,\mathrm{Cu}})^{2/3} \simeq 5{,}4 \text{ Å}^2 \tag{5}$$

Cuprul care are configuraţia ionică exterioară $3\,d^{10}\,4\,S^1$ se poate presupune [5] că în stare lichidă are numărul de coordinaţie $k = 12$.

b) Numărul de molecule de O_2 dintr-o bulă la 1 200 °C (dacă se consideră raza bulei $r_b = 0{,}5$ mm):

$$n_{\text{molecule } O_2} = \frac{V_{\text{bulei } O_2}}{V_{\text{unei molecule } O_2,\, \frac{T}{T_0}}} = 309 \cdot 10^{20} \cdot \frac{r^3}{T} \tag{6}$$

Dacă se consideră $T = ct = 1\,473$ °K rezultă: $n_{\text{molecule } O_2} = 2{,}1 \cdot 10^{19} \cdot r^3$

Pentru $r = 0{,}5$ mm se obţine $n = 2{,}64 \cdot 10^{15}$ molecule într-o bulă la 1 200 °C.

c) Numărul de molecule de Cu, aşezate pe suprafaţă bulei de oxigen:

$$n_{\text{molecule Cu}} = \frac{S_{\text{bule de } O_2}}{S_{\text{atom Cu}}} = \frac{4\pi r^2}{5{,}42 \cdot 10^{-16}} = 2{,}31 \cdot 10^{16} \cdot r^2 \tag{7}$$

Pentru $r = 0{,}5$ mm rezultă:

$$n_{\text{molecule Cu}} = 5{,}79 \cdot 10^{13}$$

Mecanismul oxidării elementelor din baia metalică. Cuprul care predomină în baia metalică se poate oxida conform reacţiilor:

$$4\,\mathrm{Cu} + O_2 = 2\,\mathrm{Cu_2\,O} \tag{8}$$

$$2\,\mathrm{Cu} + O_2 = 2\,\mathrm{Cu\,O} \tag{9}$$

Raportul minim $\frac{n_{O_2}}{n_{\mathrm{Cu}}}$ este, pentru reacţia (8):

$\theta_{(8)\min} = \frac{n_{O_2}}{n_{\mathrm{Cu}}} = 0{,}25$ şi pentru reacţia (9):

$\theta_{(9)\min} = \frac{n_{O_2}}{n_{\mathrm{Cu}}} = 0{,}5$; θ calculat $= \frac{2{,}64 \cdot 10^{15}}{5{,}79 \cdot 10^{13}} = 45{,}6$ adică de $\frac{45{,}6}{0{,}25} = 183$ ori mai mare decît $\theta_{(8)}$ şi de $\frac{45{,}6}{0{,}5} \simeq 91$ ori mai mare decît $\theta_{(9)}$.

Prin urmare, chiar la dimensiuni relativ mici ale bulei de oxigen, cantitatea de molecule de O_2 care vine în contact cu atomii de cupru este foarte mare şi la un asemenea exces de O_2 se oxidează nu numai elementele care au o afinitate mare pentru oxigen, ci şi cuprul. Interesant de remarcat că în condiţiile practice este astfel posibilă şi formarea oxidului cupric, deşi acesta la 1 200 °C are o tensiune foarte mare de disociere: $4\mathrm{CuO} \rightarrow 2\,\mathrm{Cu_2\,O} + O_2$ (peste 1 100 °C). Dacă acest fenomen are loc într-o oarecare măsură, în mod cert oxidarea impurităţilor prezente în cupru prin intermediul CuO după reacţia:

$$[\mathrm{Cu}^{++} - \mathrm{O}^{--}] + [\mathrm{Me}'] = [\mathrm{Cu}] + (\mathrm{Me}'\mathrm{O}) \tag{10}$$

va decurge cu o intensitate mai mare decît cu $\mathrm{Cu_2\,O}$.

Energia de reţea a CuO (925 kcal) fiind mai mare decît la numeroşi alţi oxizi consideraţi ca fiind foarte stabili (la CaO este 852,9 kcal) [6] pledează în favoarea ipotezei cu privire la posibilitatea formării CuO.

În timpul oxidării poate decurge cu o anumită intensitate şi reacţia secundară:

$$[\mathrm{Cu}^{++} - \mathrm{O}^{--}) + [\mathrm{Cu}] = [\mathrm{Cu_2O}] \tag{11}$$

Pe măsura ridicării la suprafaţă, bula, eliberîndu-se de stratul de oxid, intră în contact cu noi straturi de atomi de metal de la suprafaţă. Volumul bulei scade treptat ca urmare a consumării unei cantităţi de molecule de O_2 pentru oxidarea cuprului şi raportul θ scade treptat. Raza critică a bulei de oxigen la care $\theta = \theta_{\min} = 0{,}25$ cînd apare „golul de oxigen" se calculează din relaţia:

$$\theta = \frac{n_{O_2}}{n_{Cu}} = \frac{2{,}1 \cdot 10^{19} \cdot r^3}{23{,}1 \cdot 10^{15} \cdot r^2} = 0{,}25$$

de unde:

$$r = \frac{23{,}1 \cdot 10^{15} \cdot 0{,}25}{2{,}1 \cdot 10^{19}} = 2{,}75 \cdot 10^{-4}$$

Pentru a se degaja bula de gaz trebuie să învingă forţele de tensiune superficială şi presiunea metalostatică datorită adîncimii h la care se introduce tubul de suflare a aerului în aliajul lichid cu greutate specifică $\rho_{Cu} \cdot$ g/cm³.

Din relaţia tensiunii superficiale a Cu:

$$\sigma_{Cu} = 1/2 \; r_b \cdot g \; (\rho_l \cdot P_{max} - \rho_{Cu} \cdot h), \quad (12)$$

în care:

σ_{Cu} reprezintă tensiunea superficială a Cu, erg/cm²;
r_b — raza bulei de aer, cm;
ρ_l — greutatea specifică a lichidului manometric, g/cm³;
P_{max} — presiunea maximă în bula de aer, cm H_2O.

Se deduce:

$$2\,\sigma_{Cu} = r_b \cdot g \cdot \rho_l \cdot P_{max} - r_b \cdot g \cdot \rho_{Cu} \cdot h \quad (13)$$

$$P_{max} = \frac{2\,\sigma_{Cu} + r_b \cdot g \cdot \rho_{Cu} \cdot h}{r_b \cdot g \cdot \rho_l}, \text{ cm } H_2O \quad (14)$$

Dacă se consideră [1]: $\sigma_{Cu} = 1\,154$ erg/cm²; $\rho_{Cu} = 8{,}3$ g/cm³; $g = 981$ cm/s²; $\rho_l = 1$ g/cm³, rezultă:

$$P_{max} = \frac{2 \cdot 1\,154 + r_b \cdot 981 \cdot 8{,}3 \cdot h}{r_b \cdot 981{,}1} = \frac{23{,}5}{r_b} + 83\,h, \text{ mm CA} \quad (14')$$

În cazul unei adsorbţii însemnate a impurităţilor în stratul superficial al metalului înconjurat de bule de oxigen, oxidarea directă a impurităţii se poate realiza mai uşor, conform relaţiei lui Gibbs:

$$G = -\frac{a}{RT} \cdot \frac{d\sigma}{da}, \quad (15)$$

în care:

G reprezintă adsorbţia (creşterea concentraţiei superficiale în raport cu concentraţia volumetrică), atg/cm²;
a — activitatea volumetrică a elementelor însoţitoare ale cuprului lichid;
σ — tensiunea superficială a lichidului metalic (Cu), erg/cm²;
σ_{Cu} = 1 154 erg/cm².

Saturarea stratului superficial cu impuritate este posibilă la o scădere însemnată a tensiunii superficiale a topiturii o dată cu creşterea concentraţiei de Me′ în acest strat. Impurităţile prezente în Cu fiind în cantităţi extrem de mici scad foarte puţin tensiunea superficială a cuprului. Astfel, concentraţia superficială a impurităţilor Me′ nu se deosebeşte practic de cea volumică.

Dacă se consideră că concentraţia agentului oxidant dizolvat depinde de: coeficientul de tensiune superficială $d\sigma : dt$; temperatura T; timpul de menţinere a bulei în baia metalică t; raza bulei r, se obţine, pe baza analizei dimensionale, relaţia:

$$C = k \left(\frac{d\sigma}{dt}\right)^x \cdot (T)^y \cdot (t)^z \cdot (r)^v, \quad (16)$$

unde:

x, y, z, v sînt necunoscute, iar k — o constantă

$$\frac{g}{cm^3} = k \left(\frac{g}{S^2 \cdot {}^\circ C}\right)^x ({}^\circ C)^y \cdot (s)^z \cdot (cm)^v$$

$$1 = x; \; O = y - x; \; y = x = 1$$

$$O = -2x + z; \quad z = 2x; \quad z = 2: \quad v = -3$$

sau:

$$C = k \cdot \frac{d\sigma}{dt} \cdot \frac{T \cdot t^2}{r^3}, \text{ g/cm}^3 \quad (17)$$

În timpul rafinării oxidante, la suprafaţa bulelor de aer se formează în principal Cu_2O şi CuO şi numai o cantitate mică de alţi oxizi (PbO, Al_2O_3, Sb_2O_3, As_2O_3, ZnO etc.), corespunzător concentraţiilor atomice ale elementelor însoţitoare şi ale tensiunilor de disociere a oxizilor respectivi deoarece bulele de aer sînt înconjurate cu precădere de atomi de Cu. Cantitatea de molecule de O_2 în bule este mult mai mare decît cantitatea de atomi de Cu şi impurităţi la suprafaţa bulelor. Viteza mai mică de difuzie a atomilor de impuritate din metalul lichid, la această suprafaţă, faţă de viteza de difuzie în gaz, limitează posibilitatea oxidării în prealabil a Me′ cu O_2. Se poate forma la suprafaţa gaz-metal CuO, dar acesta, avînd o tensiune de disociere foarte mare, se disociază în Cu_2O şi O_2 sau se reduce cu Cu lichid.

Uneori, în cazul unei amestecări intensive şi a unei imersiuni adînci a curentului de O_2 în baia lichidă, CuO poate transmite direct oxigenul impurităţilor. Dacă însă intensitatea suflării este mică, se încetineşte dizolvarea Cu_2O şi CuO în metal, precum şi egalarea concentraţiei O_2 în tot volumul de cupru lichid. În acest caz, o parte din oxizii de Cu formaţi la suprafaţa bulelor de gaz oxidant vor trece în zgură, ducînd la pierderi de Cu în zgură.

Prin urmare, mecanismul oxidării Me' din Cu se poate explica pe baza următoarei scheme:

Oxidarea primară a Cu:

$$[4\ Cu] + \{O_2\} = [2Cu_2O] \qquad (18)$$

$$[Cu] + \{1/2\ O_2\} = [CuO]^* \qquad (19)$$

Transmiterea O_2 impurităţilor:

$$[Cu_2O] + [Me'] = [Cu] + (Me'O) \qquad (20)$$

în care:

$(Me'O) = PbO,\ ZnO,\ FeO$ etc. în zgură

sau:

$$[Cu_2O] + [Me'] = [Cu] + \{Me'O\} \qquad (21)$$

unde:

$\{Me'O\} = As_2O_3,\ Sb_2O_3$ etc. în stare de vapori.

$$[CuO^*] + [Me'] = (Me'O) + [Cu] \qquad (22)$$

$$[CuO^*] + [Cu^*] = [Cu_2O] \qquad (23)$$

Oxidarea secundară:

$$\{O_2\} + [Me'] = (Me'O) \text{ sau } \{Me'O\} \qquad (24)$$

Dizolvarea Cu_2O în metal în apropiere de zona suflării:

$$[Cu_2O]_{\text{suprafaţă bulă-metal}} \rightarrow [O^{--}]_{\text{strat oxid } Cu_2O} + [Cu^{++}] \qquad (25)$$

Difuzia turbulentă a O_2 din zona suflării în porţiunile liniştite ale metalului:

$$[O^{--}]_{\text{strat oxid } Cu_2O} \rightarrow [O]_{\text{masa metalică}} \qquad (26)$$

Oxidarea impurităţii în volumul de metal lichid (Cu):

$$[O]_{\text{masa metalică}} + [Me'] = (Me'O) \qquad (27)$$

În practică este necesar să se asigure o oxidare cît mai rapidă şi completă a impurităţilor. Pentru aceasta trebuie să se insufle o cantitate de aer în exces, care să asigure saturarea băii metalice cu O_2 ($\sim$0,92% greutate O_2 la 1 150 °C). Adîncimea la care trebuie să se introducă tubul de suflare cu orificiile de aer trebuie să fie corelată cu cîţiva factori importanţi care nu trebuie neglijaţi:

— Presiunea bulei trebuie să asigure un timp de menţinere a sa cît mai îndelungat în baia metalică, înainte de distrugerea bulei în timpul ascensiunii spre suprafaţa băii topite de cupru.

Pentru un cuptor de rafinare cu vatră [7] cu caracteristicile indicate în tabela 1, la care $h = 53$ cm şi $r_b = 0,5$ cm, presiunea maximă a bulei se poate calcula din relaţia (14'):

$$P_{max\ bul\breve{a}} = \frac{23,5}{0,5} + 83 \cdot 53 = 4\ 447\ \text{mmH}_2\text{O}.$$

Pentru aceeaşi adîncime $h = 53$ cm şi $r_b = 0,05$ cm, se obţine: $P_{max\ bul\breve{a}} = 4\ 870$ mm H_2O.

— Dimensiunea bulelor de agent oxidant care se formează în timpul suflării aerului în baia metalică poate avea o importanţă deosebită. Din relaţia (17) rezultă că formarea bulelor mici este foarte indicată pentru oxidarea cît mai completă a cuprului lichid.

Tabela 1

Suprafaţa vetrei, m^2	Lungimea interioară a cuptorului, m	Înălţimea cuptorului cuprinsă între vatră şi boltă, m	Adîncimea băii, m	Capacitatea băii de Cu, *t*
10	6,2	2,0	0,6	20

Grosimea bolţii, mm	Productivitatea specifică, t/m^2, 24 h	Temperatura cuptorului, °C	Încărcarea termică specifică a spaţiului de ardere, $kcal/m^3$, h
300	4–6	1 300–1 500	$1,5 \cdot 10^5 - 2 \cdot 10^5$

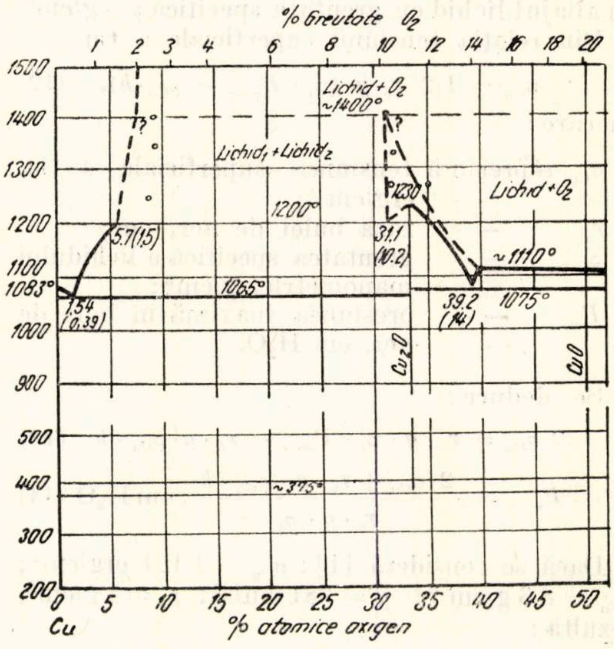


Fig. 2. Diagrama de echilibru al sistemului Cu–O.

— Creşterea temperaturii duce la mărirea solubilităţii oxigenului în baia metalică (fig. 2), asigurînd un grad însemnat de oxidare a impurităţilor din cuprul de convertizor supus operaţiei de rafinare termică.

Evident că creşterea temperaturii este limitată de uzura mai rapidă, în aceste condiţii, a materialelor refractare ale cuptorului.

---

* Metastabil.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Issledovania metallov v jidkom i tverdom sostoianiah.* Moscova, Izdatelistvo Nauka, 1964.
[2] Samoilov O. Ia. Jurnal fiziceskoi himii 20, nr. 12, 1946.
[3] Grigorovici V. K. *Structura jidkih metallov v sviazi s ih electronnîm stroieniem.* Izvestia AN S. S. S. R. O. T. N., Metallurghia i toplivo, nr. 6, 1960.
[4] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1966.
[5] Danilov V. I. *Stroenie i cristalizaţia jidkostei.* Izd-vo AN U. S. S. R., 1956.
[6] Sarkisov A. S. J. fiziceskoi himii t. 28, v. 4, 1954.
[7] Oprea Fl. *Metalurgia Pb, Cu, Zn,* 1967, p. 142.
[8] Iavoiski V. I. *Teoria protessov proizvodstva stali.* Moscova, Metallurghizdat 1963, p. 406, 532.

Durificarea soluţiilor solide cu bază de cupru prin recoacere joasă după deformarea plastică la rece

Ing. IOANA DIMITRESCU
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ 54-165:621.785.3:539.374

Aliajele cu bază de cupru (alamele, bronzurile) din domeniul soluţiilor solide îşi găsesc una din utilizări în construcţia elementelor elastice sensibile (de exemplu, arcuri pentru tuburile manometrice). Această utilizare este justificată de capacitatea mare de durificare prin deformarea plastică la rece şi de durificarea în continuare prin recoacerea joasă. Capacitatea mare de durificare este explicată de unele particularităţi ale structurii soluţiilor solide cu bază de cupru şi anume :

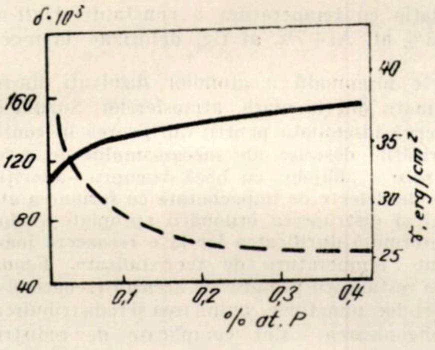


Fig. 1. Variaţia $\delta = \left(\frac{\sin\theta_{200}}{\sin\theta_{111}}\right)_{\text{recopt}} - \left(\frac{\sin\theta_{200}}{\sin\theta_{111}}\right)_{\text{deformat}}$ care caracterizează : ——— probabilitatea defectelor de împachetare în aliajele Cu — P; - - - — energia defectelor de împachetare γ [16].

— Aliajele cuprului au, în general, o energie mică a defectelor de împachetare. La mărirea concentraţiei soluţiei solide energia defectelor de împachetare scade, densitatea lor creşte şi, ca urmare, se măreşte numărul atmosferelor Suzuki formate la aceste defecte (fig. 1). Rolul durificator al atmosferelor Suzuki creşte pe măsura măririi diferenţei dintre proprietăţile componenţilor soluţiei solide. Astfel, rolul atmosferelor Suzuki este mai important în soluţiile solide Cu-Zn, Cu-Al decît în Cu—Ni [6], [10], [11].

— În aliajele cuprului s-au observat abateri de la distribuţia statistică a atomilor dizolvaţi în soluţia solidă prin formarea unor domenii de ordonare apropiată. La concentraţii mici ale soluţiei solide, aportul ordonării apropiate este neînsemnat. Pe măsura creşterii concentraţiei se măreşte şi rolul ordonării apropiate (fig. 2). Influenţa ordonării apropiate asupra durificării este controversată. Sînt mulţi autori care consideră rolul ei puţin important. În sprijinul acestei afirmaţii se arată, de exemplu, că energia acumulată prin deformarea unor aliaje ale cuprului (Cu-Zn, Cu-Ni) coincide cu calculele teoretice care nu ţin cont decît de durificarea produsă de atmosferele Suzuki şi Cottrell ; de asemenea, anomaliile dependenţei de temperatură a limitei de curgere se menţin pînă la temperaturi ridicate la care ordonarea apropiată nu mai poate participa [4]. Totuşi, aceste dovezi nu pot infirma rolul durificator al ordonării apropiate ; efectele ordonării apropiate sînt evidente mai ales la grade mici de deformare, apoi apar şi alte efecte care le acoperă. Multe date experimentale şi teoretice confirmă apariţia ordonării apropiate şi rolul ei durificator [1], [9], [12], [17], [18], [20], [21]. Ordonarea apropiată poate fi pusă în evidenţă prin măsurarea unor proprietăţi fizice : rezistivitatea electrică, constanta Hall, căldura specifică. Gaudig şi Warlimont [21] au pus în evidenţă direct domeniile de ordonare apropiată din soluţia solidă α Cu-Al cu ajutorul microscopului electronic. De exemplu, în aliajul care conţine 16% at Al, starea ordonată constă dintr-o dispersie fină de domenii cu diametrul de ~ 21 Å, aflate la distanţe de ~ 40 Å.

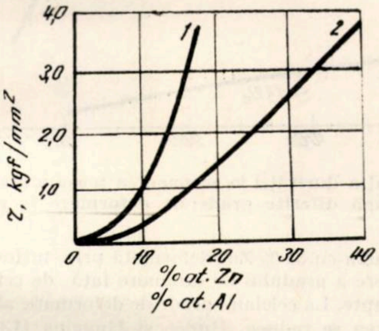


Fig. 2. Tensiunea critică de alunecare determinată de distrugerea ordonării apropiate în funcţie de concentraţie : 1 — aliajele Cu — Al ; 2 — aliajele Cu — Zn [10].

Prezenţa ordonării apropiate în aliajele cuprului măreşte rezistenţa la deformare deoarece îngreuiază mişcarea dislocaţiilor. Mărirea dificultăţii alunecării transversale a dislocaţiilor provine din faptul că ele trebuie să învingă o rezistenţă suplimentară necesară pentru distrugerea ordonării apropiate în planele de alunecare. La creşterea gradului de deformare,

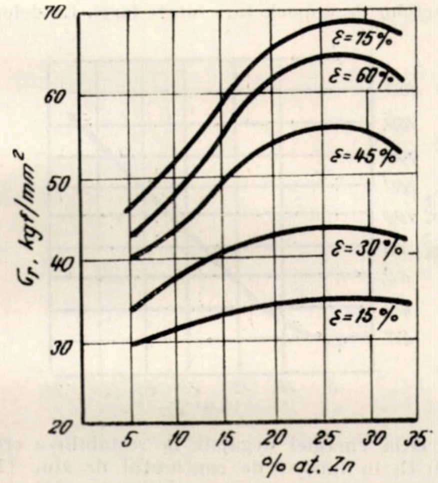


Fig. 3. Rezistenţa la întindere în funcţie de conţinutul de zinc pentru diferite grade de deformare la rece ε [20].

ordonarea apropiată se distruge şi cristalul se apropie de o stare dezordonată cu distribuţie statistică a atomilor [1], [2], [20]. Clarebrough şi Loretto [1] semnalează însă o anomalie în distrugerea ordonării apropiate prin deformare

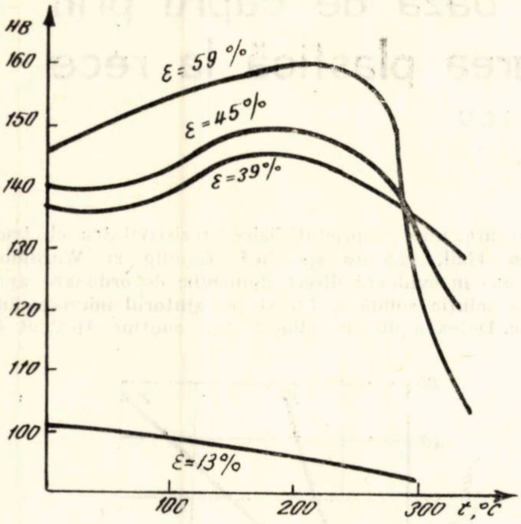


Fig. 4. Variaţia durităţii la recoacerea joasă a alamei cu 37% Zn după diferite grade de deformare la rece ε.

plastică : în alama cu 31% Zn, deformată prin întindere 10% rezultă o creştere a gradului de ordonare faţă de cel prezent în probele recoapte. La celelalte grade de deformare ale acestei alame ordonarea se reduce. Rudee şi Huggins [13] sînt de părere că deformarea plastică nu poate reduce cu totul ordonarea prezentă în soluţiile solide deoarece distrugerea ordonării necesită trecerea unui număr foarte mare de dislocaţii prin orice punct din cristal.

Aliajele cuprului suferă o durificare puternică prin deformare plastică la rece (fig. 3). Russel şi Jaffrey [14] arată că viteza de ecruisare a aliajului Cu-3,2%atSn este de 1,5 ori mai mare decît viteza de ecruisare a cuprului pur. Aceşti autori au demonstrat că densitatea de dislocaţii produsă în acest aliaj prin aceeaşi deformare este mai mare decît în cuprul pur ($\rho_{Cu-Sn} = 2{,}6\rho_{Cu}$).

Această durificare a aliajelor cuprului cu energie scăzută a defectelor de împachetare este condiţionată de densitatea mare a defectelor de împachetare foarte largi. La deformarea

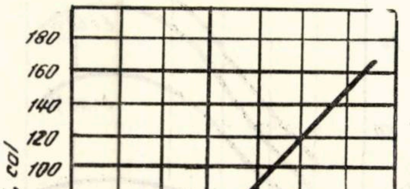


Fig. 5. Variaţia energiei degajate la restabilirea ordonării la ~ 200 °C, în funcţie de conţinutul de zinc [20].

plastică la rece apare un număr mare de defecte de împachetare care produc condiţii favorabile pentru creerea atmosferelor Suzuki. Formarea acestor atmosfere este însoţită de scăderea în continuare a energiei defectelor de împachetare şi, deci, distanţa dintre dislocaţiile parţiale ale defectelor se măreşte şi mai mult. Cînd se măreşte concentraţia de elemente de aliere în aceste soluţii solide c. f. c. (cubice cu feţe centrate), densitatea defectelor de împachetare creşte în continuare. Suzuki consideră că starea de echilibru a acestor soluţii solide corespunde segregării atomilor dizolvaţi la defecte.

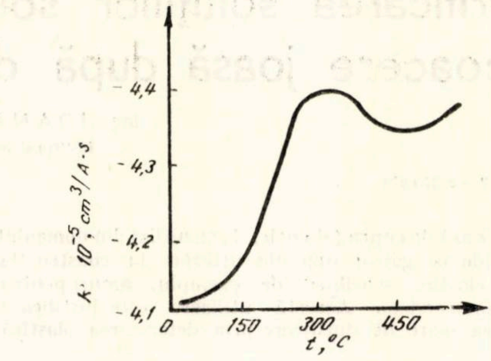


Fig. 6. Variaţia cu temperatura a constantei Hall a aliajului Cu+2% at Al+7% at Ge, deformat la rece [22].

Dar, o parte însemnată a atomilor dizolvaţi din soluţiile solide deformate sînt în afara atmosferelor Suzuki şi constituie o rezervă însemnată pentru durificarea în continuare.

Particularităţile descrise ale mecanismului de deformare plastică la rece a aliajelor cu bază de cupru—apariţia unui număr mare de defecte de împachetare cu formarea atmosferelor Suzuki şi distrugerea ordonării apropiate — sînt cauzele care determină durificarea lor la o recoacere joasă prin încălzire sub temperatura de recristalizare. Fenomenele obişnuite ale restaurării produse de această recoacere — înlăturarea defectelor punctuale, anihilarea şi redistribuirea dislocaţiilor, poligonizarea — sînt complicate de redistribuirea atomilor dizolvaţi. Sînt unii autori care susţin că durificarea la recoacere apare doar ca urmare a efectului Bauschinger deoarece la cercetarea acestui efect felul şi direcţia deformării nu coincid cu deformarea iniţială. Cercetări făcute astfel încît să evite apariţia efectului Bauschinger au arătat că, există totuşi o durificare la recoacere [8].

Durificarea la recoacerea sub temperatura de recristalizare este privită ca o continuare a proceselor de formare a atmosferelor Suzuki la defectele de împachetare. S-a arătat că în cursul deformării apar foarte multe defecte dintre care unele

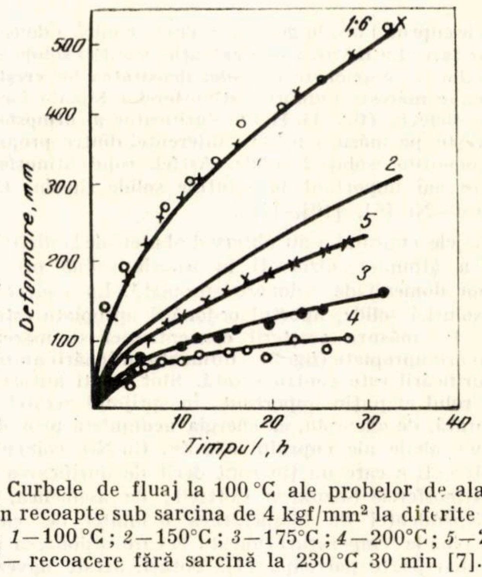


Fig. 7. Curbele de fluaj la 100 °C ale probelor de alamă cu 38% Zn recoapte sub sarcina de 4 kgf/mm² la diferite temperaturi : *1*—100 °C ; *2*—150°C ; *3*—175°C ; *4*—200°C ; *5*—230 °C ; *6*— recoacere fără sarcină la 230 °C 30 min [7].

nu sînt saturate în atomi dizolvaţi. Această saturare care îndreaptă sistemul către echilibru are loc în cursul recoacerii joase, după deformarea plastică la rece, prin difuzie mai accentuată, realizată cu ajutorul vacanţelor create de deformare.

Redistribuirea atomilor dizolvaţi prin recoacere joasă este legată de gradul de deformare prealabilă deoarece atmosferele de la defectele de împachetare vor fi cu atît mai diluate, cu cît creşte densitatea de dislocaţii. Deci, fenomenul de durificare apare cu atît mai accentuat, cu cît gradul de deformare este mai mare (fig. 4); temperaturile la care se observă durificarea maximă scad, iar amplitudinea durificării creşte atunci cînd se măreşte gradul de deformare. Deoarece deformarea prin procedeele obişnuite este neuniformă pe secţiunea piesei, diferitele porţiuni se durifică la diferite temperaturi de recoacere. Creşterea gradului de neuniformitate a deformaţiei duce la lărgirea intervalului de temperaturi de durificare la recoacere.

La durificarea prin recoacerea joasă trebuie considerată şi restabilirea ordonării apropiate. Încălzirea la temperaturi sub temperatura de recristalizare a probelor deformate plastic la rece duce la o degajare de energie. Multe date experimentale [1], [20] arată că duritatea maximă la recoacerea joasă se atinge la aceeaşi temperatură la care se constată o degajare maximă de energie. Soluţia solidă are astfel rezistenţă maximă după deformarea plastică la rece, datorită unei ordonări la scurtă distanţă suplimentară. Din efectul termic degajat în această etapă se poate evalua energia corespunzătoare ordonării. Astfel s-a constatat că pentru alame cantitatea de căldură care se degajă prin ordonarea la ∼200°C creşte liniar cu conţinutul de zinc (fig. 5). Încălzirea la temperaturi mai mari decît maximul de durificare determină instabilitatea stării cu ordonare apropiată care se transformă într-o stare dezordonată. Schimbarea gradului de ordonare apropiată este bine pusă în evidenţă de variaţia constantei Hall. De exemplu, în aliajul cu 2 % at Al şi 7 % at Ge, constanta Hall atinge valoarea maximă la 300 °C, după care distrugerea ordonării apropiate determină scăderea constantei [22] (fig. 6).

Durificarea însemnată a soluţiilor solide cu bază de cupru prin ecruisare şi recoacere joasă nu asigură însă o rezistenţă suficientă a blocării dislocaţiilor. Din această cauză, principalul neajuns al elementelor elastice, fabricate din aceste aliaje şi prelucrate în mod obişnuit (deformare plastică la rece + recoacere joasă), este stabilitatea mică a stării durificate. Această stare se distruge uşor la o mică deformare ulterioară a aliajului [5], [7], [8], [15], [17], [18] sau este nestabilă la ridicarea temperaturii, datorită procesului incomplet de difuziune. La ridicarea temperaturii sau la o nouă încărcare a pieselor din aliaje durificate prin recoacere se observă în principal o micşorare a rezistenţei la fluaj.

Dintre procedeele aplicate pentru îmbunătăţirea stabilităţii proprietăţilor aliajelor pentru arcuri, recoacerea sub sarcină a dus la cele mai bune rezultate (fig. 7). În acest caz, proprietăţile optime se obţin la temperaturi mai mici decît cele de la recoacerea obişnuită. Efectul favorabil al recoacerii sub sarcină asupra durificării poate fi explicat prin accelerarea proceselor de difuziune sub acţiunea tensiunii aplicate [7], [8], [17], [18]. Deşi mai puţin importantă, se consideră şi durificarea prin deformarea plastică care are loc în timpul recoacerii sub sarcină. Cum s-a arătat, caracterul durificării la recoacere depinde de gradul de neomogenitate al deformării plastice iniţiale. Recoacerea sub sarcină duce la egalizarea relativă a proprietăţilor porţiunilor piesei cu deformări iniţiale diferite.

Deci, recoacerea sub sarcină a aliajelor alcătuite din soluţii solide deformate plastic la rece este procedeul care asigură proprietăţi mecanice superioare şi stabilitatea acestor proprietăţi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Clarebrough L. M., Hargreaves M. E. şi Loretto M. H. *Fenomene ordine-dezordine în alama α (I, III).* Proceedings Royal Society 257 A, 1290, 1960, p. 338 şi p. 363.

[2] Cohen J. B. şi Bever M. B. *Efectele ecruisării* $CuAu_3$. Transaction, Metallurgical Society. AIME, 218, 1960, p. 155.

[3] Pavlov V. A. *Osnovî plasticeskoi deformaţii metallov.* Izd. Akademii Nauk S. S. S. R., Moscova, 1962.

[4] Panin V. E. *Despre natura durificării aliajelor cu energie mică a defectelor de împachetare.* Fizica met., i metallov, 14, nr. 2, 1962, p. 238.

[5] Rahştadt A. G. ş. a. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, nr. 1, 1962, p. 45.

[6] Panin V. E. ş. a. *Despre atmosferele Suzuki şi rolul lor la durificare.* Fizika met. i metallov, 16, nr. 4, 1963, p. 574.

[7] Butkevici L. M. ş. a. *Issledovania po viscoprocinîm splavam i nitevidnam cristallam.* Izd. Akademii Nauk S. S. S. R., Moscova, 1963.

[8] Butkevici L. M. ş. a. *Influenţa tensiunilor la recoacerea alamei L62, deformată plastic la rece asupra proprietăţilor mecanice.* Fizika met. i metallov, 16, nr. 4. 1963, p. 583.

[9] Fadin V. P. ş. a. *Dependenţa de concentraţie a caracteristicilor ordonării apropiate în soluţiile solide Cu-Al şi Cu—Zn.* Fizika met. i. metallov, 18, nr. 1, p. 132.

[10] Dudarev E. F. ş. a. *Despre natura limitei de curgere a unor soluţii solide cu bază de cupru.* Fizika met. i metallov, 18, nr. 2, 1964, p. 288.

[11] Nakajima K. şi Numakara K. *Efectele atomilor dizolvaţi asupra defectelor de împachetare în Cu—Ni şi Cu—Mn.* Philos. Magazine, 12, 116, 1965, p. 351.

[12] Panin V. E. ş. a. *Despre influenţa ordonării apropiate asupra proprietăţilor mecanice ale soluţiilor solide.* Fizika met. i metallov, 20, nr. 3, 1965, p. 469.

[13] Rudee M. L. şi Huggins R. A. *Aspecte ale segregării atomilor dizolvaţi la defectele de împachetare în alama α.* Philos. Magazine, 11, 111, 1965, p. 539.

[14] Russel B. D., Jaffrey. *Caracteristicile ecruisării soluţiei solide Cu + 3,2 % at Sn.* Acta Metall., 13, nr. 1, 1965, p. 1.

[15] Pucicov V. I. ş. a. *Durificarea aliajelor de cupru şi nichel prin recoacerea sub temperatura de recristalizare şi înmuierea lor la deformarea plastică următoare.* Metallovedenie i termiceskaia obrabotka, nr. 3 1965, p. 17.

[16] Vişniacov I. D. ş. a. *Variaţia parametrilor de recristalizare a unor aliaje de cupru, argint şi aluminiu în funcţie de concentraţia elementelor de aliere.* Fizika met. i metallov, 22, 1966, nr. 2, p. 300.

[17] Soloviev L. A. şi Butkevici L. M. *Variaţia agăţării dislocaţiilor şi postefecte anormale în soluţiile solide cu bază de cupru.* Fizika met. i metallov, 26, nr. 6, 1968, p. 1075.

[18] Soloviev L. A. şi Butkevici L. M. *Postefecte anormale în soluţiile solide c. f. c.* Fizika met. i metallov, 26, nr. 1, 1968, p. 164.

[19] Bernştein L. M. *Termomehaniceskaia obrabotka splavov.* Moscova, Izd. Metallurghia, 1968.

[20] Erdmann-Jesnitzer H. C. F. şi Kaeslingk N. *Restaurarea alamelor deformate la rece (I,II).* Metall, nr. 2 şi 5, 1969, p. 123 şi p. 448.

[21] Gaudig W. şi Warlimont N. *Observarea directă a ordonării apropiate şi a stabilităţii suprastructurii în soluţia solidă α Cu-Al.* Z. Metallkunde 60, nr. 5, 1969, p. 488.

[22] Köster W. şi Rothenbacher P. *Conductibilitatea electrică şi constanta Hall.* Z. Metallkunde, 58, nr. 2, 1967, p. 93.

◆

Înlocuirea produselor refractare foarte complicate cu piese din beton refractar

Ing. C. MARCU şi ing. V. VENŢEL
Grupul de fabrici de produse refractare — Braşov

CZ 666.76;666.974.2

Utilizarea betonului refractar sub formă de prefabricate realizate în serie industrială la o întreprindere specializată prezintă unele avantaje considerabile faţă de betoanele refractare turnate sau ştampate monolit pe şantier, astfel: punerea în funcţiune a cuptorului se poate face imediat; scade substanţial necesarul de manoperă pentru realizarea căptuşirii cuptorului la beneficiar; se reduce foarte mult timpul de scoatere din producţie a agregatului termic; se asigură o calitate constantă a tuturor prefabricatelor realizate în serie.

Pentru introducerea sistematică a metodei de construcţie cu blocuri mari, cu ajutorul prefabricatelor din beton refractar, la toate agregatele termice este necesar ca de la început să se elaboreze un sistem de formate prefabricate cu ajutorul cărora să fie posibilă o căptuşire refractară a tuturor tipurilor de cuptoare, în această ramură industrială. Dimensiunile acestor formate prefabricate trebuie deci astfel alese încît să fie interşarjabile între ele, asigurîndu-se, în acest fel, şi ţinerea unui stoc de rezervă, pentru orice intervenţie, foarte redus.

Pentru aceste prefabricate tipizate trebuie fixate posibilităţi unificate de manipulare şi transport. Prefabricatele trebuie să fie prevăzute cu cîrlige ancorate în beton sau lăsate orificii pentru prinderea unor şuruburi cu ochi, care să permită ridicarea lor în timpul montării cu ajutorul macaralelor. După terminarea montării, aceste şuruburi se îndepărtează iar orificiile se astupă cu acelaşi material din care a fost fabricată piesa.

Experienţa altor ţări ca: R. D. G., R. P. U. şi Belgia arată că se pot elabora astfel de sisteme de formate prefabricate cu ajutorul cărora se pot executa atît construcţii noi, cît şi reparaţia tuturor agregatelor vechi fără prea mari modificări; acestea se rezumă numai la cîteva plăci formate, intermediare, care asigură legătura cu formatele universale. În R. D. G., de exemplu, dintr-un total de 415 cuptoare existente în uzinele siderurgice care se pretează la căptuşirea cu prefabricate din beton refractar, 400 sînt căptuşite cu ajutorul acestei metode.

Un progres substanţial în înlocuirea produselor refractare clasice pentru căptuşirea agregatelor termice cu prefabricate din beton refractar s-a făcut tot în R. D. G.; se citează doar două uzine în acest sens (tabela 1).

Tabela 1

	U.M.	1966	1967	1968	1969	1970
Uzina de laminoare Gröditizi	t	—	4	280	550	1 000
Uzina de laminoare Riesa	t	64	330	690	1000	1 500

Pînă în prezent în această ţară au fost utilizate asemenea prefabricate din beton în cadrul unui număr mare de industrii şi în special în industria metalurgică.

Prefabricatele se execută din materii prime refractare, cu diverşi lianţi. În funcţie de liantul folosit şi de temperatura de utilizare prefabricatele din beton se împart în două grupe:

— betoane refractare; în această grupă se încadrează masele obţinute din agregate în care predomină şamota, legate cu ciment aluminos, precum şi betoanele refractare uşoare, obţinute din şamote uşoare şi ciment aluminos;

— betoane legate chimic; acestea sînt mase refractare formate din diverse agregate, în special din şamotă, bauxită, mulit, corindon etc., legate cu lianţi chimici sau minerali.

În industria metalurgică a R. D. G. aceste două grupe se utilizează astfel: la înzidirea cuptoarelor de tratamente termice se utilizează prefabricate din beton legat numai cu ciment aluminos, întrucît cimentul Portland nu are o comportare bună la temperatura de lucru din aceste cuptoare. Pentru cuptorul de recopt tablă cu dimensiunile de 21 m lungime şi 4,5 m lăţime, se utilizează blocuri prefabricate din beton, de dimensiuni mari, cu greutate de 500—800 kg/buc., prevăzute cu lambă şi uluc. Temperatura de utilizare a acestora este de 1 000 °C.

Avantajul principal al utilizării acestor prefabricate constă în execuţia rapidă a căptuşelii agregatului. Confecţionarea căptuşelii începe de la mijloc spre ambele capete. Timpul maxim necesar aşezării unui bloc este de 13 min. Rosturile de dilatare dintre blocuri sînt foarte mici şi foarte puţine la număr. Zidăria are o stabilitate foarte mare, care exclude posibilitatea smulgerii unor cărămizi din căptuşeală.

Concomitent cu înzidirea căptuşelii de uzură la aceste cuptoare se poate executa şi căptuşeala de izolare. Aceasta se realizează prin turnarea unui beton izolator în spaţiul dintre prefabricatele din beton şi mantaua metalică a agregatului. Greutatea volumetrică a betonului izolator este de 0,5 g/cm ^{3}.

Cuptoarele pentru laminoare şi forjare se căptuşesc în exclusivitate cu elemente prefabricate din beton refractar legat hidraulic sau chimic.

Înainte de înzidire, prefabricatele din beton refractar legat chimic sînt supuse uscării sau unui tratament termic, la temperatura de 600 °C, chiar la locul de utilizare.

La cuptoarele adînci şi la alte cuptoare la care temperatura de lucru este de 1 360—1 450 °C, capacul se execută din elemente prefabricate şi din cărămizi speciale de ancorare. Elementele au o formă pătrată. Cărămizile de ancorare se preconizează să fie din acelaşi material ca şi elementele prefabricate. Dimensiunile prefabricatelor fiind de 400×400mm se potrivesc la toate tipurile de cuptoare. Eventualele neregularităţi ale construcţiei metalice se corectează prin umplerea cu beton refractar.

Rosturile de înzidire rezultate se acoperă cu cărămizi refractare de izolaţie, peste care se toarnă beton refractar izolator. În acest fel capacul apare ca o piesă turnată monolit. Executarea unei astfel de căptuşeli prezintă următoarele avantaje: posibilitatea rapidă de montare; înlocuirea uşoară a unei părţi eventual deteriorată; posibilitatea de standardizare a formelor; asigurarea unei elasticităţi mari a capacului, precum şi a unui şoc termic foarte bun; scurtarea timpului de lucru efectiv cu 80—90 h, faţă de timpul utilizat la căptuşirea cu cărămizi refractare; scurtarea timpului de temperare, în vederea punerii în funcţiune a agregatului.

La toate cuptoarele adînci există un neajuns foarte mare în ceea ce priveşte menţinerea bordurii; în această privinţă prefabricatele din beton au dat rezultate bune.

Executarea pereţilor intermediari de la cuptoarele adînci a căror dimensiuni sînt de 7 × 2,12 m se face astfel: partea de jos a peretelui se execută din beton cu liant chimic, care are o rezistenţă mare la atacul zgurei. În continuare peretele se execută din prefabricate din beton refractar şi aranjate în aşa fel, încît refractaritatea şi conţinutul de Al_2O_3 al prefabricatelor să scadă treptat, o dată cu creşterea zidului.

Blocurile prefabricate, cu o greutate de 500—800 kg, precum şi blocurile de bordură, cu o greutate de 50 kg, se pot înlocui foarte uşor. Durata de exploatare a blocurilor mari prefabricate este mai bună decît a oricărei alte căptuşeli refractare.

La căptuşirea cuptoarelor de propulsie, cu o capacitate de 30 t/h, se utilizează, pentru zona de ardere, prefabricate de formă pătrată, cu dimensiuni de 400 × 400 mm, la fel cu cele utilizate la înzidirea capacelor cuptoarelor adînci. Pentru ancorare se utilizează cărămizi refractare. Toate piesele se pot înlocui uşor din exterior. Părţile de îmbinare se ştampează pe loc.

La cuptorul de propulsie se utilizează prefabricate din beton, legate hidraulic sau chimic, în funcţie de solicitarea lor la temperatură. Prefabricatelor din beton refractar cu liant hidraulic li se aplică, chiar la turnare, un strat izolator din beton termoizolant avînd grosimea de 125 mm.

Deoarece la căptuşirea cuptoarelor de propulsie pe lîngă problemele legate de înzidirea prefabricatelor este necesar să se rezolve şi diverse probleme legate de forţele suplimentare de împingere care se nasc datorită greutăţii proprii a zidăriei, se recomandă ca la execuţia acestei căptuşeli să asiste ingineri şi constructori cu o mare experienţă în acest domeniu [3], [4].

În principiu prefabricatele de beton refractar legat hidraulic, cu greutate pînă la 100 kg/buc. şi de serie mare, se execută de preferinţă cu ajutorul maselor vibratoare. Prefabricatele mai mari de 100 kg/buc. se execută de preferinţă în cofraje metalice şi se vibrează cu un vibrator electric de beton. Vibrarea ajută la o mai bună compactizare şi evită obţinerea unor betoane cu porozităţi nedorite. Excepţie fac numai betoanele izolatoare.

La executarea prefabricatelor de calitate, un rol important îl au componenţa granulometrică a agregatului, prelucrabilitatea şi umiditatea betonului. Conţinutul optim de apă este acela care asigură compactitatea maximă finală a betonului. Se pot executa prefabricate cu liant hidraulic pînă la o greutate de 5 t.

Dimensiunile maxime interioare ale unor cuptoare din industria metalurgică, a căror căptuşeală a fost integral executată din prefabricate din beton refractar, sînt : lungimea, 21 m ; lăţimea (deschiderea bolţii), 4,0 m ; înălţimea peretelui, 4,5 m ; greutatea maximă a prefabricatelor, 3,5 t.

Rezultatele obţinute au fost foarte bune, astfel : prelungirea timpului de exploatare, 100—200 % ; reducerea de manoperă pentru execuţie, 20—50 % ; reducerea timpului de scoatere din producţie, pentru recăptuşirea cuptorului, 20 %.

Utilizarea unor astfel de materiale noi refractare implică crearea de metode noi de construcţii adecvate acestora. De aici rezultă că utilizarea betoanelor refractare, sub formă de prefabricate, mari, pentru căptuşirea agregatelor termice, aduce o schimbare atît a modelului de construcţie, cît şi a organizării procesului tehnologic de înzidire.

Dacă utilizarea betonului refractar nu ridică probleme în ceea ce priveşte comportarea lui la solicitări termice, se pot întrevedea însă greutăţi în alegerea unor dimensiuni optime ale prefabricatelor întrucît, în final, formatul elementelor de montat determină valoarea calitativă a construcţiei, a soluţiei tehnice, cît şi a modului de desfăşurare a montajului respectiv.

Elementele prefabricate din beton pentru executarea unei căptuşeli refractare trebuie să asigure totodată şi realizarea condiţiilor funcţionale ale instalaţiei, ca : izolare termică şi etanşeitatea întregii construcţii. Cerinţa specifică a unei asemenea execuţii este de a permite interşarjabilitatea elementelor prefabricate, cît şi realizarea montajului fără dificultăţi mari.

Prin dimensionarea optimă a elementelor prefabricate trebuie să se ajungă la reducerea numărului de formate la minimum tehnic posibil.

Pentru asigurarea economicităţii procesului de montare, aşa cum s-a arătat, este necesar o pregătire a şantierului cu maşini de ridicat şi transport adecvate, cît şi cu necesarul de oameni specializaţi.

Dacă pentru executarea zidăriei clasice este nevoie de zidari calificaţi, la aplicarea noii metode această calificare nu este atît de importantă.

O dată cu utilizarea prefabricatelor mari din beton se impune o recalificare a personalului de execuţie. Se propune formarea unor brigăzi complexe de lucru care să fie capabile să execute toate lucrările atît din punct de vedere tehnic, cît şi calitativ. În general o asemenea brigadă trebuie să fie compusă din : zidari şamotori, dulgheri, lăcătuşi mecanici şi muncitori policalificaţi.

Trebuie de remarcat că la introducerea unor metode noi, cît şi a materialului refractar nou, sub formă de prefabricate de dimensiuni mari, se vor întîmpina greutăţi atît din partea constructorilor şi tehnologilor, cît şi a zidarilor obişnuiţi cu sistemul de înzidire vechi, clasic ; de aceea se impune luarea măsurilor indicate.

Colectivul fabricii Pleaşa, în colaborare cu I. C. E. M., a introdus pentru prima oară betonul refractar aluminos în anul 1967, cînd s-au executat trei platforme la vagoneţii cuptorului tunel. Platformele s-au executat din betonul refractar turnat în trei straturi de diverse refractarităţi. Media durabilităţii platformelor acestor vagoneţi a fost de circa 30 de cicluri, adică de trei ori mai mare decît la platformele înzidite cu cărămidă refractară.

Avînd în vedere rezultatele obţinute, fabrica Pleaşa a extins utilizarea betonului refractar, astfel că, în anul 1968 s-au confecţionat din beton refractar platformele a 17 vagoneţi. Durabilitatea vagoneţilor cu platformă din beton a variat între 18 şi 51 cicluri faţă de 12 cicluri obţinute la vagoneţii înzidiţi cu cărămizi refractare.

În anul 1970 s-a modificat sistemul de confecţionare a platformelor din beton, utilizîndu-se beton refractar turnat monolit la partea inferioară a vagonetului ; la partea superioară s-a înzidit două plăci mari prefabricate, prevăzute cu un sistem de îmbinare nut şi feder, în vederea evitării deplasării plăcilor.

În afara plăcilor de beton prefabricat pentru vagoneţii cuptorului tunel, fabrica Pleaşa a executat prefabricate din beton pentru următorii beneficiari :

— pentru uzina ,,Independenţa" — Sibiu, trei formate din beton refractar prefabricat pentru cuptorul baia de sare clorură de barium, cu temperatura de utilizare de 1 350 °C ;

— pentru Uzina de mecanică fină — Bucureşti, aceleaşi formate ca la ,,Independenţa" — Sibiu şi prefabricate din beton pentru bolta arzătorului cuptorului de călire cu mufă ;

— pentru uzina ,,Vulcan" — Bucureşti, tuburi focare pentru cazane Vuia de 2 Gcal, cu dopurile deflectoare respective. Prin utilizarea betonului refractar, durata de funcţionare a acestora a crescut de la 300 la 2 000 h ;

— pentru Ministerul Economiei Forestiere s-au livrat prefabricate din beton refractar, pentru bolţile suspendate ale instalaţiilor termice.

Prefabricatele din beton executate de fabrica Pleaşa s-au realizat cu mijloace improvizate. De aceea se consideră că rezultatele obţinute pînă în prezent nu oglindesc posibilităţile şi avantajele reale pe care le prezintă utilizarea prefabricatelor din beton. Ele reprezintă doar cîteva încercări modeste de înlocuire eficientă a produselor foarte complicate cu prefabricate din beton.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kauthak H. *Utilizarea prefabricatelor din beton refractar la înzidirea cuptoarelor metalurgice.* Referat la cel de-al 2-lea simpozion intern ,,Betoane termorezistente şi refractare", Dresda, 27—30 oct. 1969.

[2] Lecreivain L. *Dezvoltarea utilizării betoanelor refractare în Franţa.* Referat la cel de-al 2-lea simpozion internaţional ,,Betoane termoizolante şi refractare", Dresda, 27—30 oct. 1969.

[3] Granitzki K. E. *Economicitatea utilizării prefabricatelor din beton refractar în industria grea.* Referat la cel de-al 2-lea simpozion internaţional ,,Betoane termoizolante şi refractare", Dresda.

[4] Petzold A. şi Röhrs M. *Betoane pentru temperaturi înalte.* V. E. B., Berlin, Edit. Bauwesen, 1965.

[5] Nekrasov K. D. şi Tarascova A. P. *Betoane rezistente la foc şi atacuri chimice pe bază de silicat de sodiu.* Moscova, 1959.

[6] Martienssen E. şi Hoffmann H. D. *Limitele caracteristicilor betoanelor refractare.* Berichte der D. K. G., 43, 1966, p. 63—67.

Unele aspecte ale dezvoltării siderurgiei în Republica Federală a Germaniei

Dr. ing. L. APA

Comitetul de Stat al Planificării

CZ 669.1 (430.1)

În cursul lunii aprilie a. c. o delegaţie din R. S. România s-a deplasat în R. F. a Germaniei pentru a se informa asupra dezvoltării economiei acestei ţări pe ansamblu şi în unele ramuri industriale, printre care şi siderurgia.

În cursul vizitei s-au purtat discuţii cu specialişti din instituţii şi întreprinderi în domeniul siderurgiei din cadrul firmelor: A. Thyssen-Duisburg, Rheinstahl-Hattingen, Mannesmann-Duisburg (Huckingen), Edelstahlwerke-Witten şi Klöcknerwerke (centrala din Duisburg). Au fost vizitate o serie de uzine aparţinînd acestor firme. De asemenea, s-au purtat discuţii cu organele de specialitate ale Biroului central de statistică din Wiesbaden.

Din datele obţinute [1], [2], [3] şi discuţiile purtate au reieşit o serie de aspecte ale siderurgiei din R. F. a Germaniei cu privire la tendinţele de dezvoltare, nivelele atinse la principalii indicatori tehnico-economici, procedeele tehnologice noi aplicate sau în curs de aplicare ş. a., aspecte care prezintă interes şi pentru ţara noastră.

Aspecte generale. În anul 1969 producţia de oţel a Republicii Federale a Germaniei a fost de peste 45 mil. t, fiind întrecută numai de S. U. A. (131 mil. t), U. R. S. S. (110 mil. t) şi Japonia (82 mil. t). În ceea ce priveşte producţia de oţel pe cap de locuitor, situaţia în aceste ţări este următoarea: R. F. a Germaniei 750 kg, Japonia 803 kg, S. U. A. 643 kg, U. R. S. S. 458 kg.

Producţia la principalele produse siderurgice (tabela 1) prezintă o creştere însemnată în ultimii ani [1].

Creşterea producţiei de fontă s-a realizat prin construirea de furnale moderne de mare capacitate (numărul furnalelor în funcţiune a scăzut de la 129 în 1960 la 91 în 1969). În prezent sînt în construcţie noi furnale gigant [4] ca, de exemplu, cele de la uzina A. Thyssen-Duisburg cu diametrul creuzetului de 11 şi 14 m (producţia zilnică 5 000, respectiv 10 000 t).

În legătură cu prelucrarea minereurilor se constată o intensă preocupare pentru rezolvarea problemei reducerii directe [5]. Există procedee puse la punct de unele firme (Lurgi, A. Thyssen) pe baza cărora s-au construit instalaţii industriale şi semiindustriale în R. F. a Germaniei şi alte ţări (Africa de Sud, Noua Zeelandă, Coreea de Sud).

Creşterea producţiei de oţel s-a realizat în principal prin extinderea procedeului L. D. (tabela 2) a cărui pondere în producţia totală de oţel a crescut sensibil în detrimentul oţelului Thomas şi Martin [6].

O serie de întreprinderi, printre care uzinele A. Thyssen-Duisburg (Bruckhausen) şi Klöcher-Bremen, au scos sau sînt pe cale de a scoate din funcţiune convertizoarele Thomas şi cuptoarele Martin, înlocuindu-le cu convertizoare cu oxigen de mare capacitate (200—350 t/şarjă).

În legătură cu producţia de laminate (tabela 3) se constată în ultimii ani creşterea ponderii produselor plate.

În ceea ce priveşte cercetarea ştiinţifică, se constată că în afară de institutele centrale şi cele de pe lîngă universităţi, există puternice institute de cercetare şi în cadrul marilor uzine ca, de exemplu, la uzinele A. Thyssen-Duisburg, Deutsche Edelstahlwerke-Krefeld (tot în cadrul concernului Thyssen), Edelstahlwerke-Witten. De remarcat că în cadrul acestor institute s-au creat sectoare bine dotate şi cu cadre tehnice de înaltă calificare (profesori, dr. ingineri, dipl. ingineri etc.) care se ocupă exclusiv cu probleme de calitate: menţinerea şi îmbunătăţirea calităţii produselor în fabricaţie, asimilarea de noi produse de calitate superioară etc.

Preocuparea deosebită a personalului tehnic în legătură cu calitatea se oglindeşte şi în creşterea însemnată în ultimii

Tabela 1

	1955	1960	1965	1966	1967	1968	1969
Fontă, mii t	19 358	25 739	26 990	25 413	27 366	30 305	33 764
Oţel, mii t	24 502	34 100	36 821	35 316	36 744	41 159	45 316
Laminate, inclusiv ţevi fără sudură, mii t	16 329	22 532	24 836	24 244	24 922	28 697	32 247

Tabela 2

	1955	1960	1965	1966	1967	1968	1969
Total oţel, mii t	24 502	34 100	36 821	35 316	36 744	41 159	45 316
din care:							
— prin procedeul L.D. şi similare, mii t	—	863	7 035	8 653	11 562	15 258	20 838
%	—	2,5	19,1	24,5	31,5	37,1	46,0
— oţel S.M., mii t	12 041	16 087	15 805	13 762	13 599	14 544	13 515
%	49,2	47,2	42,9	39,0	37,0	35,3	29,8
— oţel electric, mii t	988	2 174	3 137	3 090	3 108	3 684	4 146

Tabela 3

	1950	1955	1960	1965	1966	1967	1968	1969
Total laminate, mii t din care :	9 513	16 329	22 531	24 836	24 244	24 922	28 697	32 247
— produse plate, mii t	3 977	6 751	10 272	11 984	12 212	12 849	15 865	17 884
— ponderea din total laminate, %	41,8	41,5	45,5	48,2	50,3	51,5	55,3	55,3

Tabela

	1965	1966	1967	1968	1969
Producţia de oţeluri aliate, mii t	2 397	2 343	2 376	3 239	4 125
— % din total oţel	6,5	6,7	6,5	7,8	9,1

ani a ponderii oţelurilor aliate în producţia totală de oţel [1] (tabela 4).

De asemenea trebuie menţionat că pentru obţinerea unor oţeluri şi aliaje cu caracteristici deosebite s-au extins procedeele speciale de fabricaţie : topirea oţelului sub vid în cuptoare cu inducţie sau cu arc cu electrod consumabil (Deustche Edelstahlwerke-Krefeld, Röchlingsche Eisen-und Stahlwerke-Völklingen ş. a.), retopirea cu arc sub zgură (Edelstahlwerke-Witten).

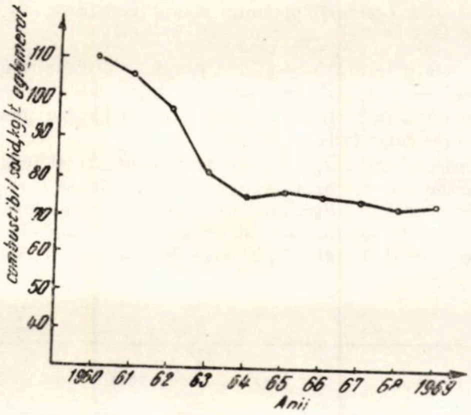


Fig. 1. Evoluţia consumului specific de cocs mărunt şi alţi combustibili solizi (în echivalent), la aglomerarea minereurilor.

Consumuri specifice — Costuri de producţie. Din analiza principalelor consumuri specifice realizate pe un număr mai mare de ani rezultă că acestea prezintă în general o dinamică descrescătoare, ceea ce reflectă preocuparea pentru reducerea continuă a lor în toate sectoarele de producţie : furnale, oţelării, laminoare.

Furnale — aglomerare. Consumul specific de cocs mărunt şi alţi combustibili solizi (în echivalent) la aglomerarea minereurilor de fier a scăzut continuu de la 110 kg/t de aglomerat, în 1960, la 74 kg/t în 1969 (fig. 1), ajungînd la unele întreprinderi la valori de numai 50 kg/t. La această reducere substanţială a contribuit utilizarea la aglomerare, în măsură însemnată, a unor combustibili gazoşi : gaz de cocs, bigaz etc., obţinîndu-se astfel economii de cocs de pînă la 30 %.

La furnale, consumul de cocs a scăzut an de an (fig. 2), realizîndu-se în 1969 un consum specific mediu (cocs brut

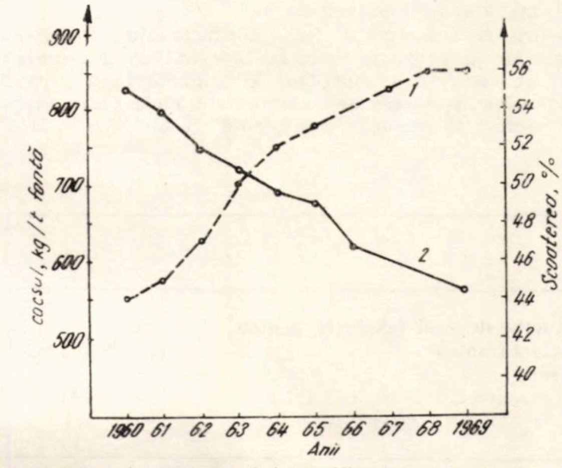


Fig. 2. Dinamica consumului specific de cocs *(1)* şi a scoaterii de fontă din încărcătură *(2)*.

Tabela

	1950	1955	1960	1965	1966	1967	1968	1969
Total consum								
— cantitate minereu	17 541	34 233	46 654	42 649	39 126	41 505	45 892	50 959
— cantitate în Fe	6 729	13 952	19 875	21 205	19 727	21 458	24 268	27 471
— conţinut mediu Fe, %	38,3	40,7	42,5	49,6	50,0	51,6	53,0	54,0
din care :								
minereuri interne								
— în minereu	9 061	12 078	14 089	7 467	6 547	6 384	6 332	6 009
— în Fe	2 825	3 631	4 285	2 384	2 061	2 037	2 023	1 931
Ponderea minereurilor interne (Fe) din consumul total, %	42,0	26,0	21,6	11,2	10,4	9,5	8,3	7,4

cîntărit la schip) de 563 kg/t fontă. În aceeași perioadă a crescut consumul mediu de păcură insuflat în furnal de la zero la 41,0 kg/t fontă. Aceste consumuri medii conțin însă rezultate deosebite realizate la unele furnale. Astfel, la furnalul nr. 8 al uzinei A. Thyssen-Duisburg (Ruhrort) s-a realizat un consum de cocs brut de 450 kg/t, utilizîndu-se și 66 kg păcură/t fontă și aer îmbogățit cu oxigen (22,1 %).

La aceste realizări a contribuit în primul rînd asigurarea unor minereuri bogate din import. O serie de uzine mari, ca de exemplu A. Thyssen-Duisburg, Mannesmann-Duisburg ș. a. utilizează în exclusivitate minereuri din import. Conținutul mediu de fier din minereuri a crescut de la 42,5 %, în 1960, la 54 %, în 1969 (tabela 5).

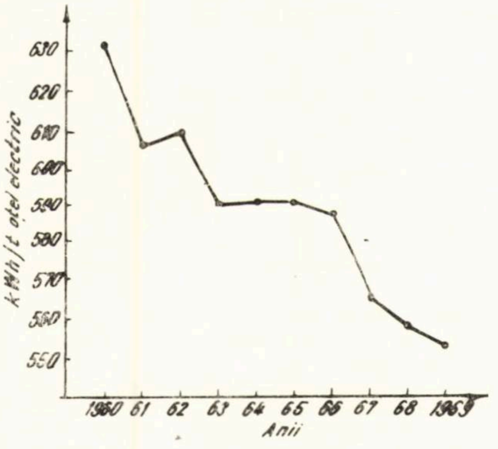


Fig. 3. Evoluția consumului specific de energie electrică la oțelăriile electrice.

Ca urmare, scoaterea de fontă din încărcătura furnalelor a crescut de la 44 %, în 1960, la 56 %, în 1969. La creșterea cifrei de scoatere a contribuit și îmbunătățirea pregătirii minereurilor, ponderea aglomeratului în încărcătura furnalelor crescînd, în perioada menționată de la 36,6 la 56,5 %.

Oțelării. La oțelăriile Martin și L.D., consumul de metal (inclusiv din minereuri, feroaliaje, recirculările din oțelării și alte adaosuri metalice) a oscilat în ultimii ani între 1 140 și 1 160 kg/t lingou brut, în funcție de compoziția fontei, proporția acesteia în încărcătură și calitatea încărcăturii (mai ales a fierului vechi).

Consumul specific de lingotiere este în jur de 15 kg/t lingou, la unele uzine realizîndu-se valori de 10—11 kg/t și uneori chiar sub 10 kg/t. La obținerea acestor realizări a contribuit extinderea utilizării lingotierelor din fontă cu grafit nodular, mai ales pentru oțelul calmat.

La oțelăriile electrice se remarcă în primul rînd consumurile specifice reduse de electrozi de grafit (6—7 kg/t) și de energie electrică (550 kWh/t în 1969 — fig. 3). Aceste rezultate se explică prin durata scurtă a șarjelor, datorită aplicării unor tehnologii de elaborare avansate : preîncălzirea fierului vechi înainte de încărcare în cuptor [7], folosirea oxigenului la elaborare (cca. 10 Nm ^{3}/t), elaborarea cu o singură zgură și afinarea în continuare în oala de turnare cu adaosuri speciale ș. a.

Laminoare. Consumul mediu de oțel la laminoare a scăzut în perioada 1960—1969 de la 1 325 la 1 295 kg pe tona de laminate finite (fig. 4). La această reducere a contribuit în primul rînd extinderea procedeului de turnare continuă, precum și utilizarea plăcilor și a prafurilor termoizolante și termogene, la turnarea oțelului calmat.

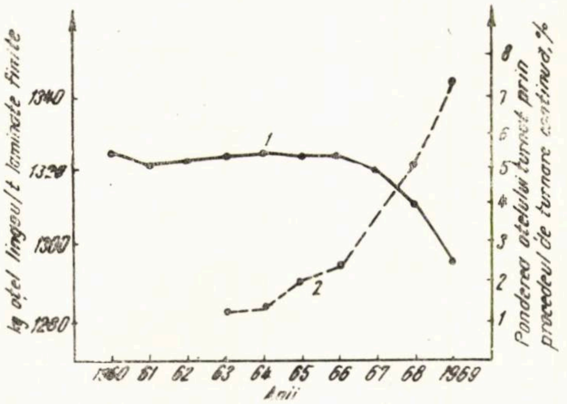


Fig. 4. Evoluția consumului de oțel lingou pentru laminate *(1)* și a ponderii oțelului turnat continuu *(2)*.

În tabela 6 se arată creșterea ponderii oțelului turnat prin procedeul de turnare continuă față de producția de oțel destinat turnării în lingouri (exclusiv oțelul pentru piese turnate) în perioada 1964—1969.

Extinderea utilizării plăcilor termoizolante și termogene și a prafurilor corespunzătoare, precum și alte măsuri au influențat favorabil consumul de oțel lingou la laminoarele degrosisoare care în medie este de 1 110— 1130 kg/t la laminoarele bluming și 1 100—1 140 kg/t la laminoarele de sleburi.

Tabela 6

	1964	1965	1966	1967	1968	1969
Producția de oțel (exclusiv pentru piese turnate)	36 702	36 171	34 738	36 218	40 526	44 599
din care :						
— turnate continuu, mii t	498	757	839	1 374	2 166	3 297
%	1,4	2,1	2,4	3,8	5,3	7,4

Tabela 7

	Întreprinderi cu cifre de afaceri de :		
	50—100 mil. DM	100—250 mil. DM	peste 250 mil. DM
	Repartizarea costurilor, %		
Materii prime și materiale	50,1	48,5	40,7
Combustibil și energie	11,5	9,4	12,7
Total cheltuieli materiale *	61,6	57,9	53,4
Salarii și alte contribuții	23,2	26,8	24,2
Costuri de întreținere (prestate de alții)	1,7	2,7	1,8
Impozite (fără impozitul pe venit)	3,3	3,6	4,2
Chirii și arende	0,2	0,9	0,2
Diverse alte cheltuieli	4,4	4,7	6,1

* În aceste cheltuieli nu sînt cuprinse amortizările.

Tabela 8

	1960	1965	1966	1967	1968	1969	$\frac{1969}{1965} \times 100$
Numărul de salariaţi în ramura siderurgiei	327 231	309 175	294 684	281 994	284 364	289 646	93,6
din care :							
— muncitori	279 858	252 170	236 693	225 480	225 781	228 728	90,7
Numărul de salariaţi în uzinele conexe	90 097	89 916	83 536	79 518	80 506	81 976	91,2
din care :							
— muncitori	74 306	71 805	65 207	61 374	62 825	63 369	88,2
Total salariaţi	417 328	398 991	378 220	361 512	364 870	371 622	93,1
din care :							
— muncitori	354 164	323 975	301 900	286 854	288 606	292 097	90,1
Producţia de oţel, mii t	34 110	36 821	35 316	36 744	41 159	45 316	123,0

Tabela 9

Denumirea secţiilor		1960	1965	1966	1967	1968	1969	$\frac{1969}{1965} \times 100$
Cocserii	nr. de muncitori	3 169	1 976	2 427	2 237	1 892	2 196	111,1
	producţia, mii t	7 533	5 391	4 901	4 607	4 506	5 866	108,8
Furnale, inclusiv pregătirea minereurilor	nr. de muncitori	15 484	13 077	14 326	14 889	15 698	15 952	121,9
	producţia, mii t	25 739	26 990	25 413	27 366	30 305	33 764	125,0
Convertizoare Thomas şi convertizoare cu oxigen	nr. de muncitori	7 648	8 155	9 155	8 875	10 501	11 357	139,2
	producţia, mii t	15 769	17 846	18 448	20 029	22 922	27 645	154,9
Oţelării Martin	nr. de muncitori	18 236	14 157	13 187	11 860	12 433	12 550	88,6
	producţia, mii t	16 087	15 805	13 762	13 599	14 544	13 515	85,5
Oţelării electrice şi speciale	nr. de muncitori	4 859	5 077	5 055	5 351	5 908	6 086	119,8
	producţia, mii t	2 245	3 170	3 105	3 116	3 694	4 156	131,1
Fabrici de ţevi	nr. de muncitori	15 165	14 776	14 914	15 838	16 540	16 801	113,7
	producţia, mii t	2 686	2 923	2 704	2 950	2 955	3 260	111,5
Laminoare (exclusiv de ţevi)	nr. de muncitori	64 156	64 717	66 866	63 735	68 913	70 768	109,2
	producţia, mii t	21 104	23 240	22 744	23 303	27 453	30 453	131,0
Secţii auxiliare şi de întreţinere	nr. de muncitori	—	106 853	89 154	82 798	72 909	71 428	66,8

Structura cheltuielilor de producţie. Consumurile specifice relativ reduse au o influenţă favorabilă asupra costurilor de producţie. Structura acestor costuri în siderurgia R. F. a Germaniei pe categorii de uzine (mici, mijlocii şi mari) este prezentată în tabela 7, în care ponderea diverselor cheltuieli în costurile totale de producţie este arătată în procente [2].

Din tabela 7 rezultă că ponderile cele mai însemnate în costurile de producţie reprezintă cheltuielile materiale (55—60%) şi salariile (23—27%).

Numărul de salariaţi. Productivitatea muncii. Numărul de salariaţi ocupaţi în ramura siderurgiei şi în sectoarele conexe prezintă o scădere în 1969 faţă de 1965 şi o uşoară creştere faţă de anii 1967—1968, paralel cu o creştere sensibilă a producţiei în aceeaşi perioadă [1] (tabela 8).

În principalele sectoare de producţie se constată de asemenea că creşterea producţiei este mai însemnată decît aceea a numărului de salariaţi (tabela 9).

Productivitatea muncii exprimată în mărci (D. M.) pe salariat a fost de 61 898 în 1967 şi de 66 690 în 1968, ceea ce reprezintă o creştere de 7,8% [3].

În cele de mai sus au fost prezentate unele tendinţe şi aspecte ale dezvoltării siderurgiei în R. F. a Germaniei şi unii indicatori tehnico-economici mai importanţi, realizaţi în ultimii ani. Prezentarea nu poate fi considerată nici pe de parte completă, neputîndu-se epuiza în cîteva pagini toate problemele şi aspectele complexe pe care le cuprinde siderurgia cu o veche tradiţie şi un înalt nivel de dezvoltare în această ţară. S-a considerat însă că şi această informare succintă cuprinde date care prezintă interes pentru specialiştii din R. S. România.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Veröffentlichungen des statistichen Bundesamt.* Aussenstelle Düsseldorf. Fachserie D. Reihe 9. I. Eisen- und Stahl, 4. Vierteljahresheft, 1969.

[2] * * * *Veröffentlichungen des statistichen Bundesamt.* Wiesbaden. Costenstructur. Eisenschaffende Industrie, 1969.

[3] * * * *Veröffentlichungen des statistichen Bundesamt.* Wiesbaden. Beschäftigten in der Eisenschaffende Industrie, 1966.

[4] * * * Unsere ATH — Duisburg — Hamborn, martie 1970, p. 30—32.

[5] * * * Metallgesellschaft A. G., nr. 12, 1969, p. 16—32.

[6] * * * Stahl und Eisen, nr. 10, 1970, p. 550.

[7] * * * Stahl und Eisen, nr. 8, 1970, p. 435—441.

INFORMĂRI

Probleme actuale şi de perspectivă ale laboratoarelor uzinale din industria siderurgică (II)

Chim. N. CHINDLER
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ 669.1.013.5:543.062

În prima parte a articolului s-au tratat atît problemele legate de analiza oţelurilor, a fontelor, a zgurelor, a minereurilor, a fondanţilor şi feroaliajelor prin metode spectrometrice optice cu lectură directă, spectrometrice prin fluorescenţa razelor X, cît şi problema dozării rapide a carbonului. În continuare se vor expune problemele privind dozarea gazelor în oţeluri, a incluziunilor nemetalice, a elementelor în urme şi problemele privind analiza chimică a materiilor prime şi ale produselor siderurgice.

Determinarea conţinutului de gaze din oţeluri. Abordarea determinării conţinutului de oxigen, de hidrogen şi azot din produsele siderurgice s-a făcut cu totul nesistematic, utilizîndu-se aparatură şi metode diverse, rezultatele obţinute prin diferite procedee nefiind comparabile.

Pentru ca aceste determinări să fie efectiv utile trebuie să fie pusă la punct, eventual standardizată, o metodă unică de prelevare a probelor, iar dotarea cu aparatură să fie similară pentru laboratoarele din siderurgie, ţinînd seamă că, conform datelor din literatură, lucrîndu-se cu metode diferite, se obţin rezultate diferite.

În privinţa aparaturii, s-a făcut în acest sens un prim pas. Atît Combinatul siderurgic — Hunedoara, cît şi Combinatul siderurgic — Reşiţa posedă cîte un aparat modern de determinare a conţinutului de hidrogen, oxigen şi azot din metale de fabricaţie Haereus — Hanau (R. F. a Germaniei) de tip Evolograph VH 8.

Principiul de funcţionare este următorul: materialul de analizat este topit într-un cuptor cu rezistenţă sau cu inducţie în creuzet de grafit, în vid, oxigenul prezent fiind integral transformat în oxid de carbon. Gazele degajate sînt absorbite din spaţiul cuptorului de două pompe consecutive cu vapori de mercur, într-o pompă de acumulare cu membrană.

După un timp stabilit în prealabil, gazele acumulate sînt antrenate de un curent de argon de înaltă puritate, printr-o coloană cromatografică în care componentele sînt separate prin absorbţie şi desorbţie, după intervale de timp diferite. La ieşirea din coloană se găseşte un detector (catarometru) care, în funcţie de cantităţile prezente din componenţii gazoşi ce urmează a fi determinaţi, produce diferite tensiuni la înregistratorul conectat de el, care apare sub formă de vîrfuri (picuri), a căror înălţime este proporţională cu cantitatea de gaz prezent.

Aparatul nu se pretează pentru determinări operative, cum ar fi determinarea componenţilor gazoşi în timpul elaborării oţelului, durata analizei fiind îndelungată. În mod normal analizarea a 12 probe care încap în spaţiul afectat probei durează circa 12 h, inclusiv degazarea prealabilă necesară a fi efectuată după introducerea probelor în aparat.

Evolograful E A 1 al firmei Balzers (Liechtenstein), determinînd aceiaşi componenţi gazoşi din metale, se pretează şi pentru analizele rapide. Principiul de funcţionare este similar, finalizarea analizei diferind însă esenţial. Astfel, oxidul de carbon rezultat prin combinarea oxigenului cu carbonul este determinat prin spectrofotometrie în infraroşu, suma azotului şi a oxidului de carbon, cu ajutorul catarometrului, iar suma hidrogenului, azotului şi oxidului de carbon, prin măsurarea presiunii totale.

Valorificarea rezultatelor furnizate de aparatele Haereus din dotare serveşte doar pentru cercetarea uzinală, stabilindu-se, de exemplu, segregaţia oxigenului în lingoul de oţel calmat, influenţa conţinutului de oxigen şi azot asupra mărimii grăuntelui austenitic etc.

Determinarea rapidă a conţinutului de oxigen în oţel are o importanţă deosebită, permiţînd:

— o conducere pe baze raţionale a procesului de afinare;

— calcularea adaosului de dezoxidanţi în funcţie de gradul de oxidare a băii metalice;

— reglarea, în limitele prescrise, a conţinutului de carbon al băii şi prevederea randamentului adaosurilor de aliere;

— obţinerea, în final, în oţelul elaborat, a unui conţinut de oxigen, compatibil din punct de vedere tehnic şi economic cu utilizarea lui finală. Pentru a fi considerate operative, rezultatele trebuie date în circa 3 — 4 min de la prelevarea probelor din baia metalică. Pe plan mondial în acest domeniu s-au impus două tipuri de aparate şi anume:

— primul tip porneşte de la proba metalică ce se introduce într-o capsulă de grafit şi se topeşte în vacuum, preferabil cu ajutorul curenţilor de înaltă frecvenţă. Oxigenul din oţel combinîndu-se cu carbonul se transformă în oxid de carbon care, împreună cu hidrogenul şi azotul eliberat, este evacuat în analizorul de gaz special construit, funcţionînd cu raze infraroşii, şi care indică direct, în miligrame, oxigen, rezultat care urmează a fi apoi raportat la cantitatea de oţel luată în analiză.

Unele aparate utilizează topirea în vid, iar altele, topirea în mediu de gaz inert, servind şi ca gaz purtător.

Dintre firmele specializate în producerea acestui tip de aparate, Ströhlein — Düsseldorf produce un aparat funcţionînd cu gaz purtător (argon), care furnizează rezultatele în circa 2 ½ min, iar Balzers-Liechtenstein, un aparat furnizînd rezultatele în circa 1 1/2 min, cu topirea în vid a probei.

În ultimii ani începe să fie folosit al doilea tip de aparat bazat pe metoda activării neutronilor care furnizează rezultatele în timpi inferiori unui minut. Proba de circa 100 g oţel este iradiată cu neutroni, oxigenul prezent în probă fiind transformat într-un izotop nestabil al acestuia. Cantitatea de radiaţii gama, emisă de aceşti izotopi, este măsurată cu ajutorul unui contor de scintilaţie, care indică conţinutul de oxigen din probă.

Se consideră însă că metoda nu este aplicabilă în R. S. România, ţinînd seamă de costul ridicat al aparaturii de iradiere cu neutroni, urmînd ca în viitor laboratoarele siderurgice să fie dotate cu aparatură de primul tip.

Pentru ca rezultatele obţinute să fie efectiv concludente şi utile procesului de producţie, se pune şi aici, în mod deosebit, problema unei prelevări corecte a probelor, conform procedeului ce se pretează cel mai bine specificului oţelăriei care va executa prelevarea.

Experimentările ce urmează să se facă în această direcţie trebuie să abordeze atît problema prelevării unei probe unice pentru analiza spectrometrică cu lectură directă, cît şi pentru determinarea oxigenului eventual şi a azotului din oţel, cum ar fi, de exemplu, cu lingotiera pentru probe de tip Mannesmann sau cu dispozitivul numit ,,banjo'' al firmei ,,Leco'', ambele practicînd imersia în baia lichidă pentru evitarea oxidării în timpul turnării oţelului în cochilele de probă.

Determinarea rapidă a hidrogenului din oţel. Printr-o determinare rapidă a conţinutului de hidrogen din oţel se poate influenţa conţinutul acestuia încă în timpul elaborării, în special la mărcile susceptibile la apariţia de fulgi, şi se pot lua măsuri (prin aplicarea unor tratamente termice adecvate), pentru reducerea sau chiar excluderea declasării sau rebutării metalului, datorită acestui defect.

În practică, se determină hidrogenul total şi hidrogenul ce difuzează la temperaturi aflate sub punctul de topire. În primul caz se lucrează după metoda de topire cu staniu, iar în al doilea caz, prin extracţia la temperaturi prestabilite. Nici una din metode nu corespunde ca rapiditate. La ora actuală încă nu este lămurit în ce măsură o asemenea analiză rapidă a conţinutului de hidrogen este utilă procesului de producţie, avînd în vedere solubilitatea în oţel şi capacitatea de difuziune a hidrogenului. Mulţi cercetători şi practicieni sînt de părere că este suficientă determinarea unei valori relative, executate în aceleaşi condiţii de prelevare a probei şi de analiză.

De curînd unele institute de cercetări şi uzine metalurgice din reţeaua Ministerului Construcţiilor de Maşini (INCERC, UMGB, UPRUC Făgăraş) au fost dotate cu aparate de fabricaţie belgiană (Henricot Analiys), funcţionînd pe principiul difuziei hidrogenului sub coloană de mercur, la 300° C, fără vid. Din cauza temperaturii scăzute de lucru, durata de extracţie se prelungeşte la 3 h, pentru a obţine 85 — 90 % din cantitatea de hidrogen găsită prin metoda difuziei în vid la 650°C, în decurs de 30 min. Deşi aparatele furnizează rezultate acceptabile, prezentînd şi avantajul de a fi manevrate şi întreţinute uşor, nu sînt indicate pentru exploatare din cauza duratei mari a operaţiilor analitice şi a mediului toxic permanent, datorită vaporilor de mercur care se degajă din abundenţă. Se consideră că problema dozării hidrogenului, prin metoda difuziei în vid, poate fi rezolvată intern de fiecare laborator uzinal, prin aparatură realizată cu eforturi valutare minime, conform indicaţiilor cuprinse în Metalurgia nr. 3/1969, pag. 173. La Combinatul siderurgic — Hunedoara este în curs de punere în funcţiune un aparat pentru determinarea hidrogenului prin această metodă, finalizarea făcîndu-se pe cale cromatografică. Aceste aparate trebuie montate în laboratoarele rapide ce deservesc oţelăriile, eventual în imediata apropiere a posturilor de sosire ale poştei pneumatice, pentru a asigura o mare operativitate în darea rezultatelor, iar prelevarea probelor să se facă în condiţiile prescrise şi întotdeauna identice.

Determinarea incluziunilor nemetalice. Puritatea oţelurilor devine din ce în ce mai mult un criteriu în aprecierea calităţii lor. Incluziunile nemetalice microscopice, depăşind o anumită cantitate, duc la apariţia de fisuri în zona din imediata apropiere a suprafeţei sau la o înrăutăţire a proprietăţilor fizico-mecanice. Scopul studiului incluziunilor este stabilirea originii şi naturii lor, pentru ca tehnologii să poată lua măsurile cele mai adecvate, pentru micşorarea cantităţii acestora la minimum posibil sau în orice caz sub limitele admise de norme.

În general, separarea incluziunilor se face prin electroliză în saci de colodiu, iar analiza incluziunilor, prin metode specifice analizei microchimice. În laboratoarele uzinale, în general, nu s-a abordat problema separării incluziunilor oxidice de restul incluziunilor.

Pentru accelerarea procesului analitic şi simplificarea lui se preconizează trecerea la analiza incluziunilor pe cale spectrometrică. Rezultatele analitice sînt completate la Combinatul siderurgic — Hunedoara cu studii de difracţie în raze X, determinîndu-se astfel componenţii mineralogici din incluziuni cît şi cu observaţiile efectuate la microscopul electronic.

Ceea ce s-a făcut pînă acum se consideră că este doar începutul spre trecerea la o analiză sistematică a fazelor şi de repartiţie a elementelor între matrice şi carburi. Cîmpul de acţiune este extrem de vast şi abordarea problemelor, cu toată seriozitatea, poate duce la rezultate favorabile, privind identificarea surselor de impurificare a oţelului şi elaborarea unor tehnologii care să ducă la obţinerea unui produs de puritate dorită.

Determinarea elementelor în urme. Elementele însoţitoare nedorite — prezente aproape în permanenţă în oţel ca cupru, staniu şi arsen — uneori nichelul şi cromul în oţelurile carbon, dacă depăşesc anumite concentraţii duc singure sau în combinaţii cu alte elemente din compoziţia oţelului la o înrăutăţire a proprietăţilor fizico-mecanice sesizabile abia pe produsul final, fiind o sursă de reclamaţii din partea beneficiarilor.

Aceste inconveniente se exclud în cazul folosirii spectrometrelor cu lectură directă deoarece un aparat dotat corespunzător determină în permanenţă şi elementele respective fără cel mai mic consum suplimentar de muncă, materiale sau timp, dînd posibilitate personalului din exploatare să ia măsurile necesare ca, în final, oţelul să se înscrie în marca prescrisă din acest punct de vedere sau, dacă acest lucru nu este posibil, să elaboreze o marcă de oţel la care conţinutul maxim de elemente reziduale nu este prescris.

Literatura de specialitate indică influenţe posibile ale unor elemente aflate în proporţie de părţi per milion în oţel asupra proprietăţilor acestuia.

Aceste elemente sînt : Ag, Al, As, Au, B, Bi, Ca, Co, Cr, Cu, Ga, Ge, Mo, N, Nb, Ni, P, Pb, Pd, Pt, S, Sb, Se, Si, Sn, Ta, Ti, V, W, Y şi Zr.

În acest sens, în laboratoarele siderurgice se extinde din ce în ce mai mult utilizarea spectrofotometriei atomice de absorbţie capabilă, în multe cazuri, să determine conţinuturi de urme de elemente nedecelabile prin alte metode.

Metoda este relativ simplă. Se vaporizează într-o flacără o soluţie obţinută din proba de oţel, concentraţia unui anumit element fiind determinată prin capacitatea de absorbţie a radiaţiilor unei lămpi avînd catodul din acelaşi element. Partea din emisiune, care nu este absorbită, este trecută printr-un monocromator, linia spectrală izolată fiind apoi dirijată la un fotomultiplicator care, prin intermediul unui electrometru, indică sau înregistrează rezultatul analitic. Drept sursă de excitare se utilizează în mod obişnuit o flacără oxiacetilenică.

Se preconizează dotarea laboratoarelor Combinatului siderurgic — Hunedoara cu un asemenea spectrometru. La ora actuală multe probleme de dozare a elementelor în urme (Al, B, Sn ş. a.) dacă nu pot fi rezolvate pe căi spectrofotometrice pe fondul elementelor însoţitoare, se recurge la tehnici perfecţionate, cum ar fi electroliza pe catod de mercur, extragerea cu solvenţi, sau la tehnica schimbătorilor de ioni, reuşindu-se astfel să se separe elementul de dozat de elementele stînjenitoare şi în special de fier.

Problema analizelor pe cale umedă. În laboratoarele uzinelor mai mici, unde costul ridicat al spectrometrelor optice cu lectură directă sau a spectrometrelor prin fluorescenţa razelorX nu justifică investiţiile pentru procurarea lor, determinarea compoziţiei chimice a materiilor prime, a materialelor şi a produselor, cît şi controlul producţiei în cursul proceselor de elaborare a metalului, urmează să se facă tot prin metode pe cale umedă.

În marea majoritate a cazurilor, pentru accelerarea procesului analitic se recurge la metode fotometrice. În general fotocolorimetrele FEK — M, care funcţionează de mulţi ani în laboratoarele Combinatului siderurgic — Hunedoara, s-au dovedit suficient de precise şi robuste, rezistînd cu succes condiţiilor grele de exploatare existente în laboratoarele rapide (trepidaţii, gaze corosive, praf etc.).

În unele cazuri însă precizia dată de ele, mai ales la dozarea elementelor aflate în concentraţii foarte mici (Al, B etc.), s-a dovedit insuficientă. În aceste cazuri, rezultate foarte bune se obţin prin utilizarea spectrofotometrelor de tip Spekol produse de Întreprinderea de Stat Carl Zeiss din Jena R.D.G. Este de dorit ca pe viitor înlocuirea fotometrelor degradate prin uzură să se facă cu astfel de spectrofotometre precise, robuste şi relativ puţin costisitoare. Fotometrele diferenţiale de tip Dr. Lange — R. F. a Germaniei, cu care sînt dotate unele laboratoare din siderurgie, nu au dat, în general, rezultate satisfăcătoare.

De un real folos se dovedesc spectrografele de dispersie medie cu care sînt dotate multe din uzinele siderurgice mai mici, ele oferind posibilitatea efectuării cu precizie suficientă şi cu productivităţi superioare a unor analize de serie. Vor trebui căutate posibilităţi de exploatare mai intensă şi mai raţională a acestor spectrografe, mărindu-se simţitor gama de materiale analizate pe această cale.

Şi în laboratoarele marilor combinate, importanţa analizelor pe cale umedă va creşte. Trebuie să se aibă în permanenţă în vedere că metodele fizice ale analizei chimice furnizează o comparaţie foarte precisă şi rapidă între două eşantioane, unul cunoscut şi altul necunoscut. Pentru a exploata din plin avantajele acestor metode sînt necesare o etalonare minuţioasă, un control permanent şi o prelevare în condiţii identice a probelor supuse analizei. Atît etalonarea, cît şi controlul se efectuează şi se vor efectua prin metode pe cale umedă. Este necesară menţinerea, eventual formarea, unor echipe de chimişti şi laboranţi de înaltă calificare, cu multă experienţă în executarea unor analize de înaltă precizie, ţinînd seamă că dacă proba-etalon este greşită, toate rezultatele furnizate de metodele moderne (spectrometrice, polarografice, de fotometrie a flăcării etc.) vor fi eronate.

În concluzie, se consideră că în procesul de dezvoltare a siderurgiei din R. S. România, pentru ca produsele siderurgice să fie, din punct de vedere calitativ, la nivelul cerut şi competitive pe piaţa internaţională, trebuie să se dispună de laboratoare bine dotate, dotare care să fie în permanenţă cu un pas înaintea sectoarelor productive, pentru ca la intrarea în funcţie a unor unităţi noi, la asimilarea unor mărci noi, în lucrările de cercetare absolut necesare pentru obţinerea unor produse de calitate superioară, laboratoarele să poată răspunde prompt şi operativ solicitărilor.

◆

CĂRŢI NOI APĂRUTE ŞI ÎN CURS DE APARIŢIE

Brunhuber Ernst

SCHMELZ-UND LEGIERUNGSTECHNIK VON KUPEERWERKSTOFFEN
(Tehnica topirii şi alierii materialelor de cupru)
Berlin, Ed. Fachverlag Schiele & Schön, 1968.

LEITFÄHIGKEITSVERHALTEN METALLISCHER WERKSTOFFE
(Comportarea la conductibilitate a materialelor metalice)
Leipzig, Ed. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1968.

Mazanek E., Maruro K.
PODSTAWY TEORETYCZAE METALURGII ZÉLAZA
(Bazele teoretice ale siderurgiei)
Polonia, Wydwnictwo Slask, Katowice, 1969, p. 350.

Mazanek E., Król L.
TECHNOLOGIA I PRAKTYKA WIELKOPRECOWA
(Tehnologia şi practica furnalelor)
Polonia, Wydwnictwo Slask, Katowice, 1969, p. 204.

ENTSCHWEFELUNG VON ROHEISEN
(Desulfurarea fontei brute)
Düsseldorf, Ed. Stahleisen, 1968, 92 p.

INTERNATIONAL GLOSSARY OF TECHNICAL TERMS
(Dicţionar tehnic internaţional, englez, suedez, german, francez, spaniol. Volumul I)
San Francisco, Ed. World Mining.

Wirtz H.
DAS VERHALTEN DER STÄHLE BEIM SCHWEISSEN. TEIL II: ANWENDUNG. FACHBUCH REIHE SCHWEISSTECHNIK, BAND 44
(Comportarea oţelurilor la sudare. Partea a II-a: Aplicare. Seria cărţilor de specialitate tehnica sudării, volumul 44)
Düsseldorf, Ed. Schweisstechnik, 1968.

Delattre F.
LE SOUDAGE DES ACIERS INOXYDABLES
(Sudarea oţelurilor inoxidabile)
Paris, Dunod, 1965.

Kovacs T.
PRINCIPLES OF X-RAY METALLURGY
(Principiile metalurgiei cu radiaţii X)
Londra, Iliffe, 1969, 186 p.

J. A.
ANATOMISTIC APPROACH TO THE NATURE AND PROPERTIES OF MATERIALS
(O cale de înţelegere anatomistică a constituţiei şi proprietăţilor materialelor)
New York - London - Sydney, Ed. John Wiley & Sons Inc., 1967.

Becher U.
GASBEHEITZE INDUSTRIEÖFEN UND WÄRMEANLAGEN
(Cuptoare industriale şi instalaţii de tratament termic încălzite cu gaze)
Leipzig, Ed. Grundstoffindustrie, 348 p.

Schwiete H. ş.a.
ÜBER DIE ANWENDUNG DER RÖNTGENFLUORESZENZANALYSE IN DER GESTEINHÜTTENKUNDE UNTER BERÜCKSICHTIGUNG DER NEBENBESTANDTEILE UND SPUREN
(În privinţa aplicării analizei cu roentgenofluorescenţă pentru studiul minereurilor ţinînd seamă de componentele secundare şi urme)
Köln u. Opladen, Ed. Westdeutscher, 1967.

Fischer W. ş.a.
GASBESTIMMUNG IN EISEN UND STAHL
(Determinarea gazelor în fontă şi oţel)
Leipzig, Ed. Grundstoffindustrie, 1968.

Lindorf H.
TECHNISCHE TEMPERATURMESSUNGEN
(Măsurări tehnice de temperatură)
Essen, Ed. W. Girardet, 1968.

Dietmann H.
SPANNUNGSZUSTAND UND FESTTIGKEITSVERHALTEN (LITERATURAUSWERTUNG)
1. TEIL: STATISCHE BEANSPRUCHUNG
(Starea de tensiune şi comportarea la rezistenţă (Valorificarea literaturii). Prima parte: Solicitarea statică)
Stuttgart, Technische wissenschaftliche Berichte der Staatlichen Materialprüfungsanstalt an der Universität Stuttgart, 1968.

Nitzsche K.
WERKSTOFFPRÜFUNG VON METALLEN. BAND 2.
(Încercarea pieselor metalice. Vol. 2)
Leipzig, Ed. Grundstoffindustrie, 612 p.

Pommey G. şi Rabbe P.
RUPTURE DE FATIGUE DES PIÈCES DE MACHINES (CLASSIFICATION ET ANALYSE)
(Ruperea la oboseală a pieselor de maşini — Clasificare şi analiză)
Paris, Ed. Dunod.

◆

RECENZII

I. M. OHRIMENKO ŞI V. A. TIURIN. NERAVNOMERNOSTI DEFORMAŢII PRI KOVKE (Neuniformitatea deformaţiei la forjare). *Moscova, Maşinostroenie, 1969, 184 pag., 94 fig., 6 tab. şi 64 ref. bibliografice*

Cartea recenzată reprezintă o primă încercare în acest domeniu de concentrare şi sistematizare într-un singur volum a lucrărilor publicate cu privire la neuniformitatea deformaţiei în cazul forjării. Întrucît publicaţiile cu privire la neuniformitatea deformaţiei la forjare şi consecinţele acesteia sînt relativ reduse ca număr şi volum, lăsînd neclarificate o serie de probleme, autorii lucrării recenzate au fost nevoiţi să efectueze un număr însemnat de cercetări proprii pentru completarea golurilor din literatura de specialitate. Volumul mare al cercetărilor proprii, de laborator şi uzinale, dintre care o parte au fost publicate pentru prima dată în lucrarea ,,Neuniformitatea deformaţiei la forjare'', ridică în mod deosebit meritul acestei cărţi, prima de acest fel în literatura de specialitate.

Cartea este împărţită în patru capitole: ,,Deformaţia neuniformă'' (cap. I); ,,Cercetarea răspîndirii neuniforme a deformaţiei'' (cap. II); ,,Neuniformitatea tehnologică a deformaţiei'' (cap. III) şi ,,Consecinţe, mijloace de reducere şi folosirea neuniformităţii deformaţiei'' (cap. IV).

Dintre principalele probleme analizate în lucrarea menţionată fac parte :

— deformarea neuniformă, ca proces natural ce are loc în timpul prelucrării prin presiune a corpurilor cristaline şi neuniformitatea tehnologică a deformaţiei provocate de condiţiile în care are loc deformarea plastică ;

— felul, elementele, stadiile şi legile formării (apariţiei) neuniformităţii deformaţiei ;

— metodele existente precum şi noi metode propuse de autori, pentru punerea în evidenţă, cercetarea şi stabilirea cantitativă a neuniformităţii deformaţiei ;

— condiţiile de formare, deschidere şi închidere a discontinuităţilor de material la deformarea neuniformă ;

— căile de reducere a neuniformităţii deformaţiei şi posibilităţile de folosire practică a acesteia la efectuarea diferitelor operaţii de forjare.

Deşi în lucrarea recenzată sînt abordate mai multe probleme teoretice, ceea ce creează pentru început impresia că ea prezintă doar un interes ştiinţific, totuşi, modul de tratare a problemelor abordate şi posibilităţile de aplicare în practică a concluziilor rezultate din lectura cărţii ne duc la concluzia că această lucrare, pe lîngă interesul ştiinţific, prezintă şi un pregnant interes practic.

Ţinînd seamă de cele de mai sus, precum şi de stilul extrem de accesibil în care a fost scrisă, considerăm că lucrarea recenzată poate fi de un real folos inginerilor şi tehnicienilor care lucrează în şi pentru secţiile de forje, precum şi cercetătorilor care se ocupă de probleme ale deformării plastice prin şoc sau presiune.

Dr. ing. *V. I. Popescu*

I. I. NOVIKOV. DEFECTÎ CRISTALLICESKOI REŞETKI METALLOV (Defectele reţelelor cristaline ale metalelor). *Moscova, Metallurghia, 1968, 131 fig., 188 pag.*

La baza lucrării stau cursurile ţinute de autor la Institutul de oţeluri şi aliaje din Moscova în cadrul unui capitol special al metalurgiei fizice. Ea sintetizează didactic bazele teoriei imperfecţiunii reţelelor cristaline ale metalelor, pe baza unor lucrări de cercetare ale unor savanţi cu renume în acest domeniu (Read V. T., Kottrell A. H., Friedel J. ş. a.).

La început (cap. I) se expun defectele punctiforme din reţelele cristaline.

În capitolul II se analizează tipurile de bază de dislocaţii (liniare şi elicoidale) şi modul de formare şi deplasare a lor ; cu această ocazie se insistă şi asupra notiunii de vector Bürgers.

În capitolul III se prezintă proprietăţile elastice ale dislocaţiilor (forţe care acţionează şi interacţiunea dislocaţiilor).

În continuare se analizează diferite cazuri de dislocaţii în reţelele cristaline ale metalelor utilizate în practică (cap. IV). Se prezintă intersecţia (cap. V) şi interacţiunea (cap. VI) dislocaţiilor cu defectele punctiforme (formarea aşa-numitelor ,,atmosfere'' care poartă numele diferiţilor cercetători ca Kottrell, Snuk, Suzuki).

În capitole separate se analizează formarea (cap. VII) şi frînarea (cap. IX) dislocaţiilor.

Problema modelelor de dislocaţii la limita cristalelor şi subcristalelor, care reprezintă un domeniu relativ mai nou de cercetare, se analizează separat (cap. VIII) şi mai detaliat. Importanţă corespunzătoare se dă şi prezentării metodelor de cercetare (cap. X) care au dus la studiul actual de cunoştinţe în acest domeniu.

Cartea nu cuprinde rezultatele cercetărilor în legătură cu aplicarea teoriei dislocaţiilor la procesele de cristalizare, deformare şi coroziune.

Lucrarea avînd un caracter didactic este destinată studenţilor de la Facultatea de metalurgie şi mecanică. Poate fi utilă şi inginerilor care vor să se iniţieze în teoria dislocaţiilor.

Ing. *P. Iordănescu*

IU.M. CIJIKOV. Teoria podobia i modelirovanie proţessov obrabotki metallov davleniem (Teoria similitudinii şi modelarea proceselor de prelucrare a metalelor prin presiune). *Moscova, Metallurghia, 1970, 129 fig., 295 pag.*

Apariţia şi dezvoltarea pe plan mondial a maşinilor de calcul şi de dirijare a proceselor de producţie scoate în evidenţă necesitatea matematizării fenomenelor tehnologice, ca soluţie de creştere a productivităţii muncii şi de îmbunătăţire a producţiei.

În lucrarea sa, Iu. M. Cijikov îşi propune, pe baza cercetărilor proprii şi pe baza datelor din literatura străină, să examineze modelarea pe baza teoriei similitudinii, ca metodă de rezolvare matematică a proceselor de deformare plastică. Aceasta înseamnă un pas înainte în raport cu vechile metode (a cîmpurilor de alunecare, variaţională ş. a.) pe drumul progresului în prelucrarea plastică a metalelor prin deformare.

Lucrarea cuprinde patru părţi. În prima parte se prezintă teoria similitudinii proceselor de deformare şi prelucrare a metalelor prin presiune. Se prezintă probleme de bază ale teoriei similitudinii şi teoria similitudinii aplicată la procesele de deformare şi de prelucrare a metalelor prin presiune.

În partea a doua se expun teoria şi practica procesului de modelare la prelucrarea metalelor prin presiune. Se insistă mai mult asupra similitudinii stării de deformare la modelare şi asupra practicii modelării.

Partea a treia are caracter mai practic. Ea prezintă modul de determinare a parametrilor procesului de prelucrare a metalelor prin presiune, utilizînd metoda similitudinii.

În partea a patra se expun metodele de cercetare a similitudinii la starea de deformare a metalelor, în condiţii diferite de prelucrare prin presiune (în special la laminare). Se analizează în special influenţa diferiţilor factori (a diferiţilor factori din procesul de laminare, a criteriilor de similitudine şi a procedeelor de prelucrare prin presiune) asupra stărilor de tensiune şi de deformare şi metodele de cercetare a similitudinii în condiţiile calandrării suprafeţelor metalelor deformate.

Prin exemple concrete se expun posibilităţi largi de utilizare a metodelor de modelare ca soluţii pentru multe scopuri practice de prelucrare prin presiune şi, de asemenea, pentru analiza proceselor şi influenţelor ce dirijează deformarea metalelor prin presiune. Originalitatea lucrării se contureazā numai în domeniul aplicaţiilor practice ; partea teoretică reprezintă o selectare şi concentrare a materialelor apărute în literatura străină.

Lucrarea are ca scop să stimuleze rezolvarea problemelor teoretice şi practice de prelucrare prin presare, pe baza noii teorii. Lucrarea se adresează cercetătorilor, cadrelor didactice şi studenţilor care studiază problemele de deformare plastică.

Ing. *P. Iordănescu*

E 3280

Index alfabetic de rubrici şi autori
METALURGIA — 1970

Editoriale

Centenarul uzinei „Victoria" — Călan, nr. 7, p. 405—406.

Pavoni I. : Industria siderurgică din Republica Socialistă România în etapa actuală, nr. 8, p. 473—475.

Gheauş Gh. : Tîrgul internaţional — Bucureşti 13—24 octombrie 1970, nr. 10, p. 609—610.

Tripşa I. : 50 de ani de învăţămînt metalurgic superior în România, nr. 12, p. 745—749.

Studii şi cercetări

Aloman A. : Deformarea pieselor la tratamentul termic şi metodele de reducere a deformării, nr. 3, p. 141—145.

Apa L. : Comportarea manganului la retopirea oţelului cu arc în vid, nr 4, p. 209—213.

Apa L. : Retopirea oţelurilor cu mangan în cuptor cu electrod consumabil în atmosferă de argon, nr. 11, p. 687—689.

Avram C. şi *Ţocu P.* : Cercetări privind posibilităţile de reducere a consumului specific de cocs la furnal prin insuflare de combustibili auxiliari, nr. 9, p. 546—550.

Avram C., *Ţocu P.* şi *Hătărăscu Ov.* : Cercetări privind aglomerarea concentratelor rezultate din flotaţia sideritelor, nr. 10, p. 611—617.

Baicu Ştefania : Influenţa tratamentului termic şi a modului de rectificare a dinţilor asupra rezistenţei la oboseală a roţilor dinţate din oţel de cementare, nr. 2, p. 80—84.

Barbu I., *Falk E.*, *Falk Magdalena* şi *Stezar V.* : Cu privire la posibilităţile de extindere a producţiei la staţia de cocs brichete de la uzina „Victoria"-Călan, nr. 6, p. 337—341.

Bender A. : Cercetări asupra arderii manganului la dezoxidarea oţelurilor calmate elaborate în cuptoare Martin, nr. 7, p. 412—416.

Benţa M. şi *Colţun Marinela* : Influenţa carbonului asupra determinării sulfului din oţeluri prin analiza spectrometrică în vacuum, nr. 11, p. 690—694.

Brănişteanu V., *Belzo O.*, *Făclieru M.*, *Teodoriu A.E.* şi *Acker C.* : Aspecte privind profilarea la rece a ţevilor pătrate şi dreptunghiulare cu falţ pe laminoare continue de ţevi sudate longitudinal, nr. 2, p. 76—79.

Călinescu S. : Influenţa regimului termic şi a bazicităţii zgurei asupra desulfurării fontei în furnal, nr. 4, p. 205—208.

Ciocea N. şi *Mogoşanu Elena* : Cilindri pentru bara dopului cu conţinut ridicat de Al_2O_3, nr. 8, p. 491—495.

Ciucă C. : Influenţa tratamentului termomagnetic asupra corelaţiei dintre proprietăţile magnetice şi mecanice ale oţelului OLC 45, nr. 10, p. 624—628.

Cohn E., *Cosneanu C.* şi *Sofroni L.* : Amestecuri de formare fluide pe bază de cimenturi cu întărire rapidă, nr. 1, p. 6—10.

Cosneanu C., *Sofroni L.*, *Landes V.*, *Schönberger F.*, *Petrescu V.* şi *Faur I.* : Consideraţii privind utilitatea fabricării lingotierelor din fontă cu grafit nodular, nr. 2, p. 85—90.

Dijmărescu A. : Studiu asupra formării lipiturilor în furnalele de la Combinatul siderurgic — Reşiţa, nr. 5, p. 273—281.

Dragomir I. : Influenţa fosforului asupra viscozităţii fierului saturat cu carbon, nr. 9, p. 558—559.

Drăgan O., *Ciovică D.*, *Ivan M.*, *Segal E.* şi *Voinescu H.* : Cercetări privind tragerea la rece a ţevilor din oţel carbon sub influenţa ultrasunetelor, nr. 10, p. 629—632.

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* şi *Vîrcolacu I.* : Modelarea matematică staţionară a furnalului, nr. 9, p. 551—557.

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* şi *Vîrcolacu I.* : Modelarea matematică dinamică a furnalului, nr. 11, p. 681—686.

Dumitraşcu P., *Oprescu I.* şi *Vîrcolacu I.* : Model matematic şi schema de conducere cu calculator pentru furnale cu încărcătură complexă şi injecţie de gaz metan şi oxigen în aerul suflat, nr. 12, p. 756—760.

Falk E., *Barbu I.*, *Hirsch Raşela* şi *Urseanu A.* : Consideraţii în legătură cu permeabilitatea coloanei de încărcătură a furnalelor de la C.S. Reşiţa, nr. 7, p. 407—411.

Forizs Şt. : Unele aspecte ale comprimării cărbunilor şi şarjei pentru cocsificare, nr. 2, p. 69—75.

Geru N., *Ursache M.* şi *Chircă D.* : Determinarea distribuţiei intensităţii în liniile de difracţie de pe roentgenograme, nr. 8, p. 484—490.

Gâdea Suzana, *Bolgiu Maria* şi *Dumitrescu C.* : Cercetări privind dozarea hidrogenului în aliaje Al-Si eutectice şi hipereutectice, nr. 12, p. 767—769.

Ianache P. şi *Vlădescu M.* : Cercetări privind stabilirea indicilor de echivalare la folosirea în procesul de aglomerare a unor combustibili solizi auxiliari, nr. 12, p. 750—755.

Iancu P. : Compararea mărimii grăuntelui austenitic determinată prin diferite metode, nr. 11, p. 695—701.

Ienciu M. şi *Panait N.* : Posibilităţi de valorificare a metalelor neferoase din cenuşile de pirită indigene, nr. 3, p. 137—140.

Ienciu M. : Termodinamica sistemului FeS-CH_4, nr. 4, p. 221—225.

Ienciu M. : Termodinamica reacţiilor de reducere a bisulfurii de fier cu gaz metan, nr. 5, p. 290—292.

Ienciu M. : Reducerea sulfurii de fier cu gaz-metan, nr. 6, p. 354—359.

Moldovan V., *Stan L.*, *Păstrav I.* şi *Canta T.* : Studiul rigidităţii statice a preselor mecanice PELI 6,3 şi PELI 10, nr. 5, p. 282—289.

Nanu A., *Sporea I.*, *Gheorghiu Şt.* şi *Breştin A.* : Proprietăţile mecanice ale amestecurilor de formare cu liant silicat de sodiu, întărite cu gaze arse, nr. 7, p. 423—430.

Popescu N., *Dimitrescu Ioana* şi *Dumitrescu C.* : Cercetări experimentale privind tratamentele termice de îmbunătăţire a prelucrabilităţii prin aşchiere a oţelurilor 21 Mo MC 12 şi 19 CN 35, nr. 7, p. 417—422.

Popescu N. şi *Dumitrescu C.* : Cercetări privind comportarea la revenire înaltă a oţelurilor 40 C 10 şi 40 BC 10, nr. 12, p. 761—766.

Popovici V. şi *Şontea S.* : Influenţa compoziţiei chimice asupra proprietăţilor mecanice şi fizice ale aliajelor de aluminiu de tipul Al-Zn-Mg sudabile, nr. 3, p. 165—167.

Protopopescu Aurelia, *Drăgan O.*, *Olteanu Florentina* şi *Ciovică D.* : Cercetări experimentale privind presarea la rece a pulberilor de fier sub acţiunea oscilaţiilor ultrasonice, nr. 4, p. 216—220.

Riza M., *Rusu B.* şi *Bende B.* : Interpretarea curbelor de răcire a metalelor, nr. 4, p. 214—215.

Rusu B., *Riza M.* şi *Bende B.* : Metode de punere în evidenţă a grăuntelui austenitic, nr. 1, p. 11—13.

Segărceanu T., *Frumosu Galina* şi *Alexandrescu Valentina* : Contribuţii la valorificarea wolframului din concentratele de sheelit indigene, nr. 6, p. 348—353.

Şontea S., *Teodorescu Minodora* şi *Lescenco Georgeta* : Consideraţii privind rezistenţa la coroziune a aliajelor de aluminiu de tip AlZnMg şi a îmbinărilor sudate ale acestora, nr. 1, p. 1—5.

Ştefănescu D. M., *Bolintineanu Gh.*, *Mureşan Gh.*, *Drăgănescu D.* şi *Brabie V.* : Turnarea pieselor pentru locomotiva electrică şi întrerupătoarele de medie şi înaltă tensiune din fontă cu grafit nodular cu plasticitate ridicată, nr. 3, p. 146—150.

Ştefănescu D.M. şi *Bolintineanu Gh.* : Cercetări privind modificarea fontelor cenuşii cu modificatori complecşi cu bariu (I), nr. 9, p. 560—563.

Ştefănescu D.M. şi *Bolintineanu Gh.* : Cercetări privind modificarea fontelor cenuşii cu modificatori complecşi cu bariu (II), nr. 11, p. 702—708.

Ştefănescu I. şi *Barbu I.* : Studiul structurii şi defectelor reţelei grafitice a produselor cărbunoase, prin analiza Warren—Averbach, nr. 10, p. 618—623.

Taloi D. : Calculul entropiei reacţiilor de disociere a oxizilor şi clorurilor de tipul : $Me_x O_{y+2} \rightarrow Me_x O_y + O_2$ şi $MeCl_{x+2} \rightarrow MeCl_x + Cl_2$, nr. 10, p. 633—637.

Tarpan C., *Ştefanache F.* şi *Levcovici D. Th.* : Contribuţii la stabilirea condiţiilor optime pentru reducerea pierderilor de metal la convertizoarele L.D., nr. 8, p. 480—483.

Tătaru L. : Consideraţii privind laminarea ţevilor cu pereţi subţiri pe laminorul de 400 mm, nr. 3, p. 151—156.

Tripşa I., Dumitru L., Nadu F., Mitu A. şi *Stoicovici E.* : Contribuţii la studiul îndepărtării cuprului şi zincului din cenuşile de pirită, nr. 11, p. 709—712.

Ţocu P. şi *Hătărăscu Ov.* : Experimentări de înlocuire a aglomeratului cu pelete în încărcătura furnalului, nr. 3, p. 157—164.

Ţocu P. şi *Ianache P.* : Cercetări privind stabilirea capacităţii de aglomerare a unor minereuri folosite în mod curent la fabricile de aglomerare din România, nr. 6, p. 342—347.

Ţocu P., Vlădescu M. şi *Ianache P.* : Cercetări privind aglomerarea deşeurilor mărunte din minereuri de mangan, nr. 11, p. 677—680.

Urseanu A. : Sinteza experimentărilor privind înlocuirea cocsului metalurgic cu alţi combustibili la aglomerarea minereurilor, nr. 8, p. 476—479.

Urseanu A. şi *Bocean V.* : Proprietăţile aglomeratului autofondant cu bazicitatea cuprinsă între 0,8 şi 1,15, nr. 9, p. 541—545.

Realizări tehnice

Abrudan D. şi *Topan Gh.* : Materiale refractare cercetate şi folosite la cuptoarele electrice cu inducţie de 1 t, de frecvenţă medie, la uzina ,,Armătura'' — Cluj, nr. 10, p. 638—642.

Adăscăliţei A. : Contribuţii la studierea unor aspecte privind călirea superficială cu flacără, nr. 5, p. 297—301.

Borşan Alex. : Obţinerea lucrărilor de artă prin procedeul turnării în modele fuzibile, nr. 9, p. 566—567.

Brănescu P. : Rolul investiţiei specifice în analiza eficienţei economice a investiţiilor şi importanţa stabilirii comparabilităţii, nr. 12, p. 776—779.

Calboreanu Gh. : Turnarea oţelului feritic T 12 CrMoVNiCu în piese, nr. 8, p. 501—505.

Căluţoiu I. : Influenţa temperaturii de sfîrşit de laminare asupra proprietăţilor mecanice ale tablelor groase. Laminare cu temperatură controlată, nr. 9, p. 564—565.

Colan H., Bicsak E., Popa E. şi *Pop E.* : Cercetări asupra lustruirii mecanico-electrolitice a probelor metalografice, nr. 3, p. 177—182.

Cosneanu C., Firescu V., Schönberger Fr. şi *Iacob I.* : Instalaţii industriale cu grătar pentru uscarea şi răcirea nisipurilor în strat fluidizat, nr. 7, p. 431—434.

Dobrescu G. : Contribuţii la stabilirea unui nou proces tehnologic de fabricaţie a zalelor de lanţ tip Eworth, nr. 5, p. 293—296.

Dumitrescu Th. : Metoda radiometrică pentru studiul originii şi distribuţiei incluziunilor nemetalice în lingotiere, nr. 1, p. 14—17.

Dumitrescu Th. : Instalaţie radiometrică pentru determinarea rapidă a conţinutului de cenuşă din cocs şi semicocs, nr. 4, p. 226—230.

Fătu M. : Analiza prealiajelor de Fe-Si-Mg şi Fe-Si-Mg-Cu, nr. 9, p. 568—570.

Geru N. : Instalaţie complexă pentru studiul materialelor metalice în cîmpuri magnetice, nr. 2, p. 91—95.

Grünwald E. : Unele observaţii practice privind cuprarea cu luciu în electroliţi acizi, nr. 3, p. 168—170.

Grünwald E. : Accelerarea precipitării fosfomolibdatului de amoniu la dozarea cantitativă a fosforului din oţeluri şi fonte, nr. 4, p. 231—232.

Ilie D. : Contribuţii la realizarea pieselor filetate prin turnare sub presiune, nr. 12, p. 770—775.

Niţă E. : Laminorul de sîrmă nr. 3 de la uzina ,,Industria sîrmei'' — Cîmpia Turzii, nr. 6, p. 360—364.

Olszowski T. : Utilizarea procedeului de formare cu amestecuri fluide cu autoîntărire la fabricarea lingotierelor, nr. 6, p. 365—373.

Pandor M. : Determinarea rapidă a bioxidului de siliciu din fluxuri pentru sudura automată, prin metoda volumetrică, nr. 4, p. 233—234.

Paniti Maria : Determinarea fotocolorimetrică a cantităţii de liant — degresant în amestecurile refractare, nr. 9, p. 571—573.

Rică I. : Analiza oţelurilor prin metoda spectrală de emisie a probelor aduse în soluţie, nr. 3, p. 171—176.

Vădănici T., Cazacu I. şi *Hann R.* : Execuţia miezurilor în cutii calde cu ajutorul unui dispozitiv rotativ, nr. 2, p. 96—101.

Voinescu H. şi *Popescu M.* : Consideraţii privind caracteristicile ţevilor din oţel fără sudură, destinate industriei petroliere, nr. 8, p. 496—500.

Wanyorek C. : Articulaţie sferică pentru fixarea dopurilor în oalele de turnare cu golire prin fund, nr. 2, p 102—104.

Actualităţi şi discuţii

Barbu I., Reinhorn Gabriela, Goga Paula, Corciovei Emilia şi *Ştefănescu I.* : Utilizarea cocsului brichete ICEM la fabricarea produselor cărbunoase, nr. 1, p. 18—23.

Bliuc M. şi *Olaru I.* : Consideraţii asupra posibilităţilor de creştere a coeficientului de utilizare a metalului în producţia ţevilor de oţel pentru instalaţii, nr. 7, p. 440—444.

Brănişteanu V., Belzo O., Teodoriu A.E. şi *Acker C.* : Studiu privind optimizarea fabricaţiei profilelor formate la rece prin metoda Electre, nr. 5, p. 308—312.

Brănişteanu V., Belzo O., Berescu T., Teodoriu A.E. şi *Acker C.* : Elemente de calcul pentru raza de îndoire la fabricarea profilelor formate la rece, nr. 8, p. 511—512.

Căluţoiu I. : Studiul fenomenului de lăţire la laminarea tablei groase, nr. 3, p. 189—192.

Cândea Muntean V. : Optimizarea numărului de cuptoare dintr-o baterie de cocsificare, nr. 7, p. 435—439.

Constantinescu N. : Rezistenţa la oboseală a îmbinărilor sudate şi defectele, nr. 11, p. 717—721.

Cruceru C. : Îmbunătăţirea rezistenţei la duble îndoiri a conductorilor de cupru multifilari, destinaţi conductelor electrice pentru instalaţii mobile, nr. 1, p. 27—30.

Dobrovici D. : Consideraţii privind posibilităţile de micşorare a consumului de cocs la furnale, nr. 10, p. 643—647.

Dobrovici D., Ionilă G. şi *Dijmărescu A.*: Consideraţii în legătură cu intensitatea de funcţionare a furnalelor (I), nr. 11, p. 713—716.

Franţiu I. : Metode de stabilire a legăturii dintre fenomene fără a ţine seamă de natura repartiţiei, cu aplicaţii în metalurgie, nr. 1, p. 24—26.

Franţiu I. : Laminarea oţelului la toleranţe restrînse cu tendinţă spre abaterile dimensionale negative, nr. 2, p. 112—113.

Frigură V. : Cărbuni pentru cocs din Valea Jiului, nr. 10, p. 648—653.

Geru N. : Punerea în evidenţă a structurii metalelor pe cale magnetică, nr. 8, p. 577—581.

Guran M. : Progresul tehnic şi eficienţa economică în valorificarea minereurilor de fier indigene, nr. 3, p. 183—188.

Lederer A. : Tratamentul termic al tablelor groase din oţeluri sudabile şi cu rezistenţă ridicată (II), nr. 1, p. 31—38.

Oprea Fl. şi *Moldovan P.* : Corelaţia dintre pierderile de cupru de la topirea concentratelor cuproase şi conţinutul de magnetită din zgure, nr. 4, p. 235—241.

Oprea Fl. şi *Nagy* I. : Consideraţii privind cinetica leşierii minereurilor în procesele hidrometalurgice, nr. 6, p. 378—382.

Oprea Fl. : Consideraţii termodinamice privind rafinarea cuprului de convertizor, nr. 8, p. 516—519.

Oprea Fl. şi *Nagy I.* : Mecanismul şi cinetica diferitelor faze la leşierea minereurilor în hidrometalurgie, nr. 10, p. 654—660.

Oproiu Margareta : Determinarea temperaturii plasmei dintr-un plasmatron pe cale spectrală, nr. 9, p. 574—576.

Racz O. : Execuţia miezurilor din amestecuri preparate cu lianţi furanici, nr. 8, p. 513—515.

Solacolu Maria : Cercetări privind analiza metalografică nedistructivă. Partea I. Tehnica metalografiei cu replică, nr. 5, p. 313—317.

Solacolu Maria : Cercetări privind analiza metalografică nedistructivă. Partea a II-a. Aplicaţiile tehnicii metalografiei cu replică, nr. 6, p. 374—377.

Ștefănescu D.M. : Definirea și mecanismul fenomenului de modificare a fontelor, nr. 2, p. 105—111.

Tripșa I. : Căile intensificării elaborării oțelului în cuptoarele electrice, nr. 5, p. 302—307.

Vacu Silvia și *Lungu Fl.* : Considerații asupra cauzelor apariției crăpăturilor în lingourile de oțel calmat, nr. 12, p. 780—782.

Wanyorek C. : Procedeu și mașină pentru prelucrarea plastică spațială (matrițarea din trei direcții), nr. 8, p. 506—510.

Wanyorek C. : Unele considerații privind analiza granulometrică a materialelor de formare, nr. 9, p. 582—583

Protecția muncii

Udrea Alex. : Măsuri de prevenire a accidentelor de muncă la executarea lucrărilor suprapuse, nr. 9, p. 595.

Lucrări de sinteză

Achiței C. : Stadiul actual și perspective tehnice în dezvoltarea fabricației de prăjini grele pentru foraj, nr. 6, p. 387—395.

Adrian M. și *Ungureanu A.R.* : Metoda de calcul al sistemului de calibrare cutie în succesiunea dreptunghi—dreptunghi—pătrat de refulare, nr. 11, p. 722—729.

Amancei L. și *Ene Gh.* : Tendințe în prelucrarea și utilizarea zgurelor de furnal, nr. 4, p. 242—243.

Amancei L. și *Ene Gh.* : Considerații privind reducerea consumului de cocs la furnal, nr. 6, p. 383—386.

Apa L. : Unele aspecte ale dezvoltării siderurgiei în Republica Federală a Germaniei, nr. 12. p. 792—795.

Astahov I.G. și *Cazimirovici E.* : Considerații privind influența vitezei de deformație asupra unor parametri ai deformației plastice, nr. 2, p. 117—119.

Astahov I.G. și *Cazimirovici E.* : Considerații privind influența vitezelor ridicate de laminare asupra principalilor parametri ai laminării la rece a benzilor din oțel, nr. 4, p. 249—252.

Bereczky T. și *Grünwald E.* : Zincarea electrolitică în băi alcaline fără cianuri II. Băi alcaline lucioase pe bază de pirofosfați, nr. 2, p. 125—126.

Chindler N. : Metode moderne de determinare a carbonului din fonte și oțeluri, nr. 2, p. 114—116.

Dimitrescu Ioana : Mecanismul durificării soluțiilor solide, nr. 1, p. 51—54.

Dimitrescu Ioana : Durificarea soluțiilor solide cu bază de cupru prin recoacere joasă după deformarea plastică, la rece, nr. 12, p. 787—789.

Dumitrescu C. și *Schmidt R.* : Unele aspecte legate de modificarea aliajelor Al-Si eutectice, nr. 5, p. 318—321.

Forizs St. : Repartizarea sulfului în cărbuni pe glob și tendința folosirii cărbunilor sulfuroși la cocsificare, nr. 3, p. 196—198.

Hătărăscu Ov., *Schieber F.*, *Stoicovici E.* și *Mitran Vasilica* : Unele probleme privind perspectivele de valorificare siderurgică a nămolurilor roșii, nr. 4, p. 253—256.

Hătărăscu Ov., *Stoicovici E.* și *Dian L.* : Peletizarea minereurilor de fier, nr. 8, p. 520—523.

Ionescu E. : Transportul produselor siderurgice în vrac cu ajutorul benzilor rulante acționate cu motoare electrice lineare, nr. 8, p. 524—527.

Isopescu Alex. și *Ioniță N.* : Considerații privind valorificarea metalelor (Zn, Pb etc.) din zgure prin procedeul Füming, nr. 4, p. 257—260.

Ivancenco Al. : Unele considerații și aspecte ale dinamicii producției de oțel (siderurgice) pe plan mondial, nr. 4, p. 244—248.

Marcu C. și *Vențel V.* : Înlocuirea produselor refractare foarte complicate cu piese din beton refractar, nr. 12, p. 790—791.

Marinescu-Firică M. : Oțeluri pentru matrițe de forjare și tendințele actuale de utilizare a noi sortimente, nr. 7, p. 454—459.

Negrea I. : Metode tehnologice moderne de fabricare a corpurilor abrazive. I. Procedeul vibropresării — metodă nouă de fasonare a corpurilor abrazive, nr. 8, p. 528—532.

Oprea Sanda : Materiale refractare noi pentru industria aluminiului, nr. 5, p. 322—323.

Oprea Sanda : Considerații privind materialele refractare utilizate la convertizoarele de cupru, nr. 7, p. 460—463.

Palcu I. : Măsurarea vitezei benzilor laminate prin metoda corelației, nr. 9, p. 589—591.

Poeniță Virginia și *Huber A.* : Nisipuri cuarțoase pentru turnătorii, nr. 10, p. 664—667.

Popescu Gh. M. : Metode pentru determinarea lungimii arcului de contact la laminarea la rece, nr. 2, p. 120—124.

Popescu Gh.M. : Metode pentru determinarea presiunii specifice medii la laminarea la rece, nr. 7, p. 445—453.

Rădulescu Cr. : Procesul de încălzire a sleburilor în cuptoare cu grinzi pășitoare, nr. 1, p. 47—50.

Solacolu Maria : Microfractografia și aplicațiile sale, nr. 11, p. 730—731.

Urseanu A. : Arderea carbonului în procesul de aglomerare, nr. 1, p. 39—41.

Vacu Silvia : Influența factorilor tehnologici de la elaborare și turnare asupra calității lingourilor mari din oțel calmat, nr. 9, p. 584—588.

Vîrcolacu I. : Influența presiunilor interioare și a temperaturii asupra mantalei furnalului sau cauperului, nr. 1, p. 42—46.

Vrăbiescu N. : Considerații energetice la folosirea cuptoarelor electrice cu arc pentru elaborarea oțelului, nr. 3, p. 193—195.

Vrăbiescu N. : Forma și proprietățile arcului electric la valori mari ale curentului, nr. 10, p. 661—663.

Din istoricul metalurgiei

Chindler N. și *Popa S.* : Aspecte social-economice ale activității siderurgice în împrejurimile Hunedoarei în perioada secolelor XVI—XVIII, nr. 8, p. 533—535.

Chindler N. și *Popa S.* : Începuturile producției de fontă în împrejurimile Hunedoarei, nr. 9, p. 592—594.

Tripșa I., *Barbu I.* și *Olteanu St.* : 2800 de ani de metalurgie a fierului pe meleagurile României, nr. 1, p. 55—60.

Informări din întreprinderi

Chindler N. : Probleme actuale și de perspectivă ale laboratoarelor uzinale din industria siderurgică (I), nr. 11, p. 732—733.

Chindler N. : Probleme actuale și de perspectivă ale laboratoarelor uzinale din industria siderurgică (II), nr. 12, p. 796—798.

Ilca I. : Perspectivele cercetării uzinale la Combinatul siderurgic — Hunedoara, nr. 2, p. 127—128.

Kreissl C. și *Paniti P.* : Produse izorefractare ultraușoare fabricate prin metoda spumării, nr. 3, p. 200—201.

Stoica Natalia și *Stoica V.* : Cubilou experimental, nr. 5, p. 324—328.

Wanyorek C. : Procedeu de turnare precisă și instalație magnetică pentru confecționarea formelor de turnare, nr. 3, p. 199.

Cronică

Nr. 3, p. 182
nr. 4, p. 264
nr. 6, p. 396

Recenzii

Nr. 1, p. 46, 60
nr. 3, p. 156
nr. 4, p. 261
nr. 5, p. 329
nr. 6, p. 398
nr. 7, p. 439, 444, 464
nr. 8, p. 490
nr. 9, p. 596
nr. 10, p. 628, 660, 663, 668
nr. 12, p. 799

Știri

Nr. 8, p. 532

Index alfabetic de autori

Abrudan D.: nr. 10, p. 638–642
Achiţei C.: nr. 6, p. 387–395
Acker C.: nr. 2, p. 76–79; nr. 5, p. 308–312; nr. 8, p. 511–512
Adăscăliţei A.: nr. 5, p. 297–301
Adrian M.: nr. 11, p. 722–729
Alexandrescu Valentina: nr. 6, p. 348–353
Aloman A.: nr. 3, p. 141–145
Amancei L.: nr. 4, p. 242–243; nr. 6, p. 383–386
Apa L.: nr. 4, p. 209–213; nr. 11, p. 687–689, nr. 12, p. 792–795
Astahov I. G.: nr. 2, p. 117–119; nr. 4, p. 249–252
Avram C.: nr. 9, p. 546–550; nr. 10, p. 611–617

Baicu Ştefania: nr. 2, p. 80–84
Barbu I.: nr. 1, p. 18–23, p. 55–60; nr. 6, p. 337–341; nr. 7, p. 407–411; nr. 10, p. 618–623
Belzo O.: nr. 2, p. 76–79; nr. 5, p. 308–312; nr. 8, p. 511–512
Bende B.: nr. 1, p. 11–13; nr. 4, p. 214–215
Bender A.: nr. 7, p. 412–416
Benţa M.: nr. 11, p. 690–694
Bereczky T.: nr. 2, p. 125–126
Berescu T.: nr. 8, p. 511–512
Bicsak E.: nr. 3, p. 177–182
Bliuc M.: nr. 7, p. 440–444
Bocean V.: nr. 9, p. 541–545
Bolgiu Maria: nr. 12, p. 767–769
Bolintineanu Gh.: nr. 3, p. 146–150; nr. 9, p. 560–563, nr. 11, p. 702–708
Borşan Alex.: nr. 9, p. 566–567
Brabie V.: nr. 3, p. 146–150
Brănescu P.: nr. 12, p. 776–779
Brănişteanu V.: nr. 2, p. 76–79; nr. 5, p. 308–312; nr. 8, p. 511–512
Breştin A.: nr. 7, p. 423–430

Calboreanu Gh.: nr. 8, p. 501–505
Canta T.: nr. 5, p. 282–289
Cazacu I.: nr. 2, p. 96–101
Cazimirovici E.: nr. 2, p. 117–119; nr. 4, p. 249–252
Călinescu S.: nr. 4, p. 205–208
Căluţoiu I.: nr. 3, p. 189–192; nr. 9, p. 564–565
Cândea Muntean V.: nr. 7, p. 435–439
Chindler N.: nr. 2, p. 114–116; nr. 8, p. 533–535; nr. 9, p. 592–594; nr. 11, p. 732–733; nr. 12, p. 796–798
Chirică D.: nr. 8, p. 484–490
Ciocea N.: nr. 8, p. 491–495
Ciovică D.: nr. 4, p. 216–220; nr. 10, p. 629–632
Ciucă C.: nr. 10, p. 624–628
Cohn E.: nr. 1, p. 6–10
Colan H.: nr. 3, p. 177–182
Colţun Marinela: nr. 11, p. 690–694
Constantinescu N.: nr. 11, p. 717–721
Corciovei Emilia: nr. 1, p. 18–23
Cosneanu C.: nr. 1, p. 6–10; nr. 2, p. 85–90; nr. 7, p. 431–434
Cruceru C.: nr. 1, p. 27–30

Dian L.: nr. 8, p. 520–523
Dijmărescu A.: nr. 5, p. 273–281; nr. 11, p. 713–716
Dimitrescu Ioana: nr. 1, p. 51–54; nr. 7, p. 417–422; nr. 12, p. 787–789
Dobrescu G.: nr. 5, p. 293–296
Dobrovici D.: nr. 10, p. 643–647; nr. 11, p. 713–716
Dragomir I.: nr. 9, p. 558–559
Drăgan O.: nr. 4, p. 216–220; nr. 10, p. 629–632
Drăgănescu D.: nr. 3, p. 146–150
Dumitraşcu P.: nr. 9, p. 551–557; nr. 11, p. 681–686; nr. 12, p. 756–760
Dumitrescu C.: nr. 5, p. 318–321; nr. 7, p. 417–422; nr. 12, p. 761–766
Dumitrescu Th.: nr. 1, p. 14–17; nr. 4, p. 226–230
Dumitru L.: nr. 11, p. 709–712

Ene Gh.: nr. 4, p. 242–243; nr. 6, p. 383–386

Falk E.: nr. 6, p. 337–341; nr. 7, p. 407–411
Falk Magdalena: nr. 6, p. 337–341
Faur I.: nr. 2, p. 85–90
Făclieru M.: nr. 2, p. 76–79
Fătu M.: nr. 9, p. 568–570
Firescu V.: nr. 7, p. 431–434
Forizs Şt.: nr. 2, p. 69–75; nr. 3, p. 196–198
Franţiu I.: nr. 1, p. 24–26; nr. 2, p. 112–113
Frigură V.: nr. 10, p. 648–653
Frumosu Galina: nr. 6, p. 348–353

Geru N.: nr. 2, p. 91–95; nr. 8, p. 484–490; nr. 9, p. 577–581
Gheauş Gh.: nr. 10, p. 609–610
Gheorghiu Şt.: nr. 7, p. 423–430
Gâdea Suzana: nr. 12, p. 767–769
Goga Paula: nr. 1, p. 18–23
Guran M.: nr. 3, p. 183–188
Grünwald E.: nr. 2, p. 125–126; nr. 3, p. 168–170; nr. 4, p. 231–232

Hann R.: nr. 2, p. 96–101
Hătărăscu Ov.: nr. 3, p. 157–164; nr. 4, p. 253–256; nr. 8, p. 520–523; nr. 10, p. 611–617
Hirsch Raşela: nr. 7, p. 407–411
Huber A.: nr. 10, p. 664

Iacob I.: nr. 7, p. 431–434
Ianache P.: nr. 6, p. 342–347; nr. 11, p. 677–680; nr. 12, p. 750–755
Iancu P.: nr. 11, p. 695–701
Ienciu M.: nr. 3, p. 137–140; nr. 4, p. 221–225; nr. 5, p. 290–292; nr. 6, p. 354–359
Ilca I.: nr. 2, p. 127–128
Ilie D.: nr. 12, p. 770–775
Ionescu E.: nr. 8, p. 524–527
Ionilă G.: nr. 11, p. 713–716
Ianiţă N.: nr. 4, p. 257–260
Isopescu Alex.: nr. 4, p. 257–260
Ivan M.: nr. 10, p. 629–632
Ivancenco Al.: nr. 4, p. 244–248

Kreissl C.: nr. 3, p. 200–201

Landes V.: nr. 2, p. 85–90
Lederer A.: nr. 1, p. 31–38
Lescenco Georgeta: nr. 1, p. 1–5
Levcovici D. Th.: nr. 8, p. 480–483
Lungu Fl.: nr. 12, p. 780–782

Marcu C.: nr. 12, p. 790–791
Marinescu Firică M.: nr. 7, p. 454–459
Mitran Vasilica: nr. 4, p. 253–256
Mitu A.: nr. 11, p. 709–712
Mogoşanu Elena: nr. 8, p. 491–495
Moldovan P.: nr. 4, p. 235–241; nr. 12, p. 783–786
Moldovan V.: nr. 5, p. 282–289
Murareţu Gh.: nr. 3, p. 146–150

Nadu F.: nr. 11, p. 709–712
Nagy I.: nr. 6, p. 378–382; nr. 10, p. 654–660
Nanu A.: nr. 7, p. 423–430
Negrea I.: nr. 8, p. 528–532
Niţă E.: nr. 6, p. 360–364

Olaru I.: nr. 7, p. 440–444
Olszowski T.: nr. 6, p. 365–373
Olteanu Florentina: nr. 4, p. 216–220
Olteanu St.: nr. 1, p. 55–60
Oprea Fl.: nr. 4, p. 235–241; nr. 6, p. 378–382; nr. 8, p. 516–519; nr. 10, p. 654–660; nr. 12, p. 783–786
Oprea Sanda: nr. 5, p. 322–323; nr. 7, p. 460–463
Oprescu I.: nr. 9, p. 551–557; nr. 11, p. 681–686; nr. 12, p. 756–760
Oproiu Margareta: nr. 9, p. 574–576

Palcu I.: nr. 9, p. 589–591
Panait N.: nr. 3, p. 137–140
Pandor M.: nr. 4, p. 233–234
Paniti Maria: nr. 9, p. 571–573
Paniti P.: nr. 3, p. 200–201
Păstrăv I.: nr. 5, p. 282–289
Petrescu V.: nr. 2, p. 85–90
Poeniţă Virginia: nr. 10, p. 664
Pop E.: nr. 3, p. 177–182
Popa E.: nr. 3, p. 177–182
Popa S.: nr. 8, p. 533–535; nr. 9, p. 592–594
Popescu Gh. M.: nr. 2, p. 120–124; nr. 7, p. 445–453
Popescu M.: nr. 8, p. 496–500
Popescu N.: nr. 7, p. 417–422,; nr. 12, p. 761–766
Popovici V.: nr. 3, p. 165–167
Protopopescu Aurelia: nr. 4, p. 216–220

Racz O.: nr. 8, p. 513–515
Rădulescu Cr.: nr. 1, p. 47–50
Reinhorn Gabriela: nr. 1, p. 18–23
Riza M.: nr. 1, p. 11–13; nr. 4, p. 214–215
Rică I.: nr. 3, p. 171–176
Rusu B.: nr. 1, p. 11–13,; nr. 4, p. 214–215

Schieber F.: nr. 4, p. 253–256
Schmidt R.: nr. 5, p. 318–321
Schönberger Fr.: nr. 2, p. 85–90; nr. 7, p. 431–434
Segal E.: nr. 10, p. 629–632
Segărceanu T.: nr. 6, p. 348–353
Sofroni L.: nr. 1, p. 6–10; nr. 2, p. 85–90
Solacolu Maria: nr. 5, p. 313–317; nr. 6, p. 374–377; nr. 11, p. 730–731
Sporea I.: nr. 7, p. 423–430
Stan L.: nr. 5, p. 282–289
Stezar V.: nr. 6, p. 337–341
Stoica Natalia: nr. 5, p. 324–328
Stoica V.: nr. 5, p. 324–328

Stoicovici E. : nr. 4, p. 253–256 ; nr. 8, p. 520–523 ; nr. 11, p. 709–712

Ştefanache F. : nr. 8, p. 480–483
Ştefănescu D. M. : nr. 2, p. 105–111 ; nr. 3, p. 146–150 ; nr. 9, p. 560–563 ; nr. 11, p. 702–708
Ştefănescu I. : nr. 1, p. 18–23 ; nr. 10, p. 618–623
Şontea S. : nr. 1, p. 1–5 ; nr. 3, p. 165–167

Taloi D. : nr. 10, p. 633–637
Tarpan C. : nr. 8, p. 480–483
Tătaru P. : nr. 3, p. 157–164
Teodorescu Minodora : nr. 1, p. 1–5
Teodoriu A. E. : nr. 2, p. 76 – 79 ; nr. 5, p. 308–312 ; nr. 8, p. 511–512
Topan Gh. : nr. 10, p. 638–642
Ţripşa I. : nr. 1, p. 55–60 ; nr. 5, p. 302–307 ; nr. 11, p. 709–712 ; nr. 12, p. 745–749
Ţocu P. : nr. 3, p. 157–164 ; nr. 6, p.342–347 ; nr. 9, p. 546–550 ; nr. 10, p. 611–617 ; nr. 11, p. 677–680

Udrea Alex. : nr. 9, p. 595
Ungureanu A. R. : nr. 11, p. 722–729
Ursache M. : nr. 8, p. 484–490
Urseanu A. : nr. 1, p. 39–41 ; nr. 7, p. 407–411 ; nr. 8, p. 476–479 ; nr. 9, p. 541–545

Vacu Silvia : nr. 9, p. 584–588 ; nr. 12, p. 780–782
Vădănici T. : nr. 2, p. 96–101
Venţel V. : nr. 12, p. 790–791
Vîrcolacu I. : nr. 1, p. 42–46 ; nr. 9, p. 551–557 ; nr. 11, p. 681–686 ; nr. 12, p. 756–760
Vlădescu M. : nr. 11, p. 677–680 ; nr. 12, p. 750–755
Voinescu H. : nr. 8, p. 496–500 ; nr. 10, p. 629–632
Vrăbiescu N. : nr. 3, p. 193–195 ; nr. 10, p. 661–663
Wanyorek C. : nr. 2, p. 102–104 ; nr. 3, p. 199 ; nr. 8, p. 506–510 ; nr. 9, p. 582–583

Prompt
Economic and
Efficient
Presentation of your products
in the Romanian market
by advertising in the technical press
widely spread among the specialists,
the Foreign Trade Companies
and the Romanian end-users

through

PUBLICOM
the Romanian International Advertising Agency
We keep at your disposal at any time
advertising space in this review

For

further details regarding all the advertising
possibilities in Romania, please apply directly to

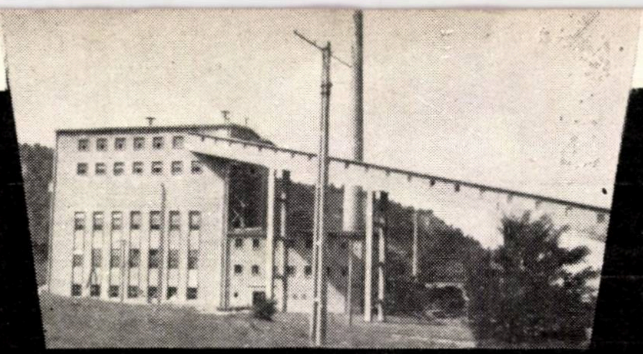
PUBLICOM
Romanian International Advertising Agency
22, Bd. Bălcescu, Bucharest-Romania
telex: 374 telefon: 13.98.83

COMBINATUL SIDERURGIC

REŞIŢA

- Fontă de afinare
- Oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 10 t
- Profile grele, mijlocii şi uşoare din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate
- Şine pentru cale ferată
- Bandaje şi discuri de cale ferată
- Zgură granulată de furnal

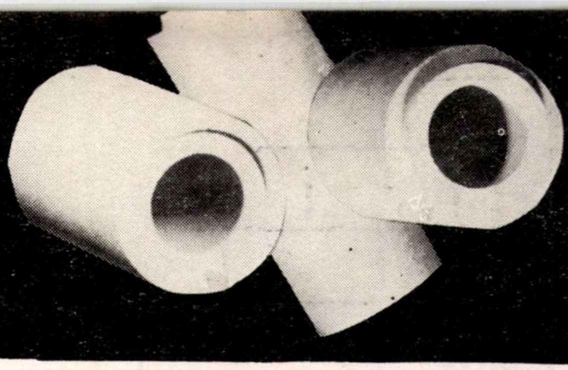
COMBINATUL SIDERURGIC Reşiţa

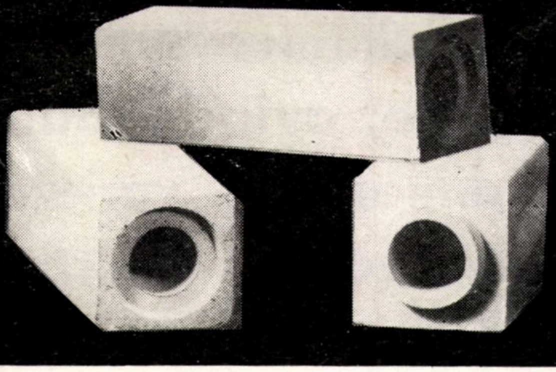


Produse ceramice antiacide pentru căptușirea instalațiilor de fabricare a acidului sulfuric, a băilor de decapare în siderurgie și pentru pardoseli antiacide

Execută

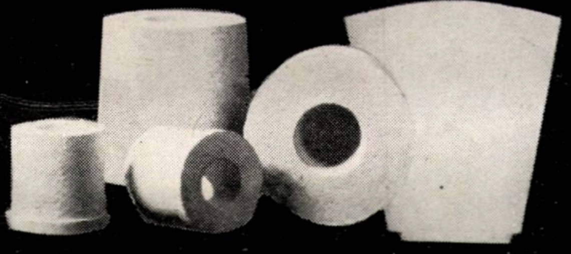
Fabrica de produse refractare
REFRACTAR
Aleșd — Județul Bihor

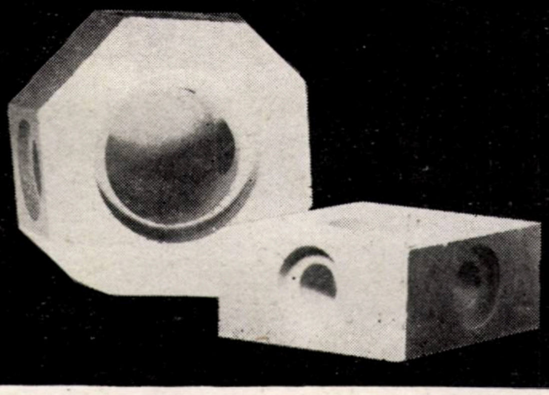




PRODUSE REFRACTARE SILICO-ALUMINOASE, TUBULARE, PRESATE MECANIC, PLASTIC ŞI SEMIUSCAT UTILIZATE ÎN SIDERURGIE PENTRU TURNAREA INDIRECTĂ A OŢELULUI

Execută



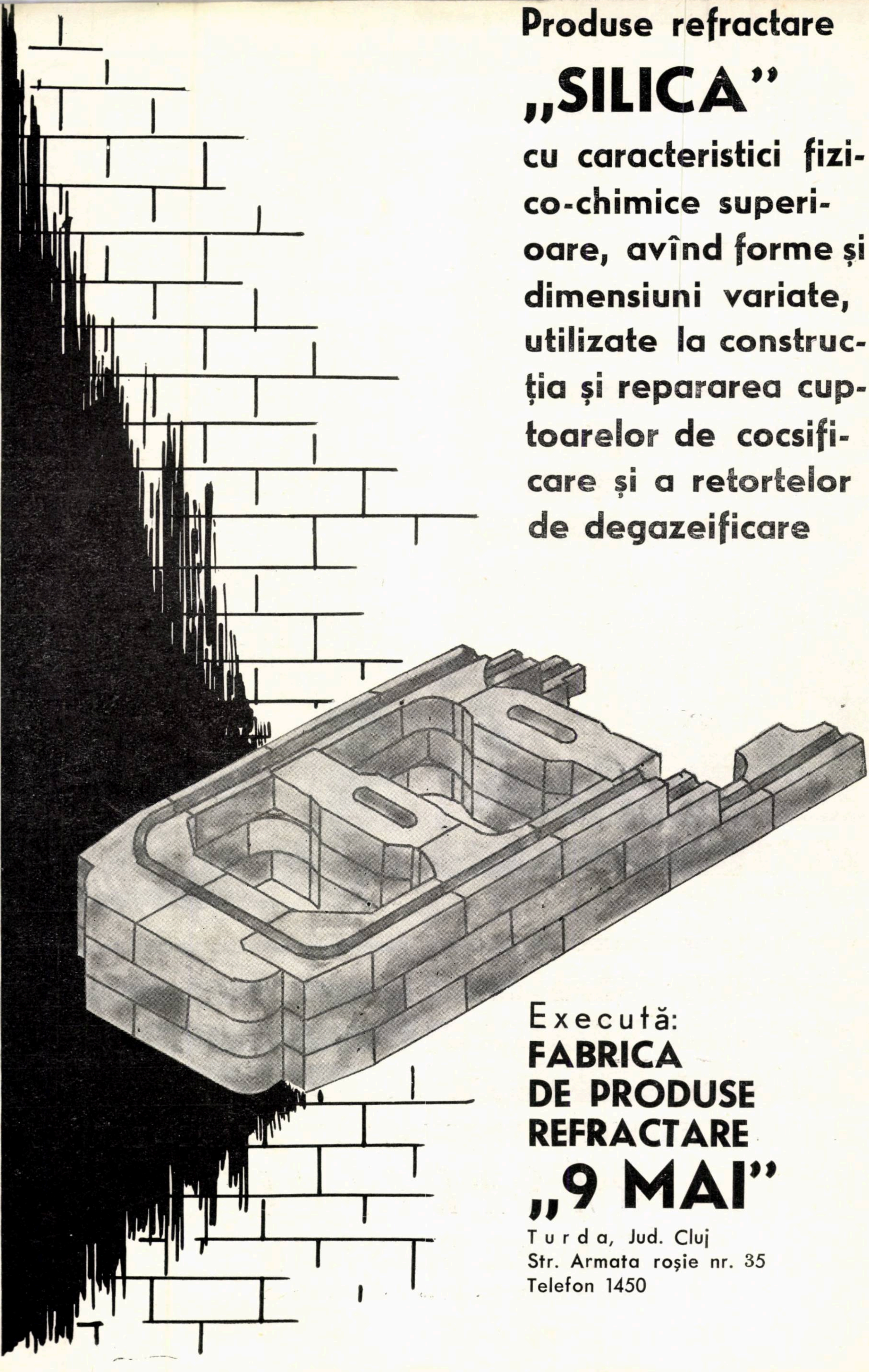


GRUPUL DE FABRICI DE PRODUSE REFRACTARE—BRAŞOV

RĂSĂRITUL

Fabrica CRISTIAN

Com. Cristian • telefon 3 • jud. Braşov



Produse refractare

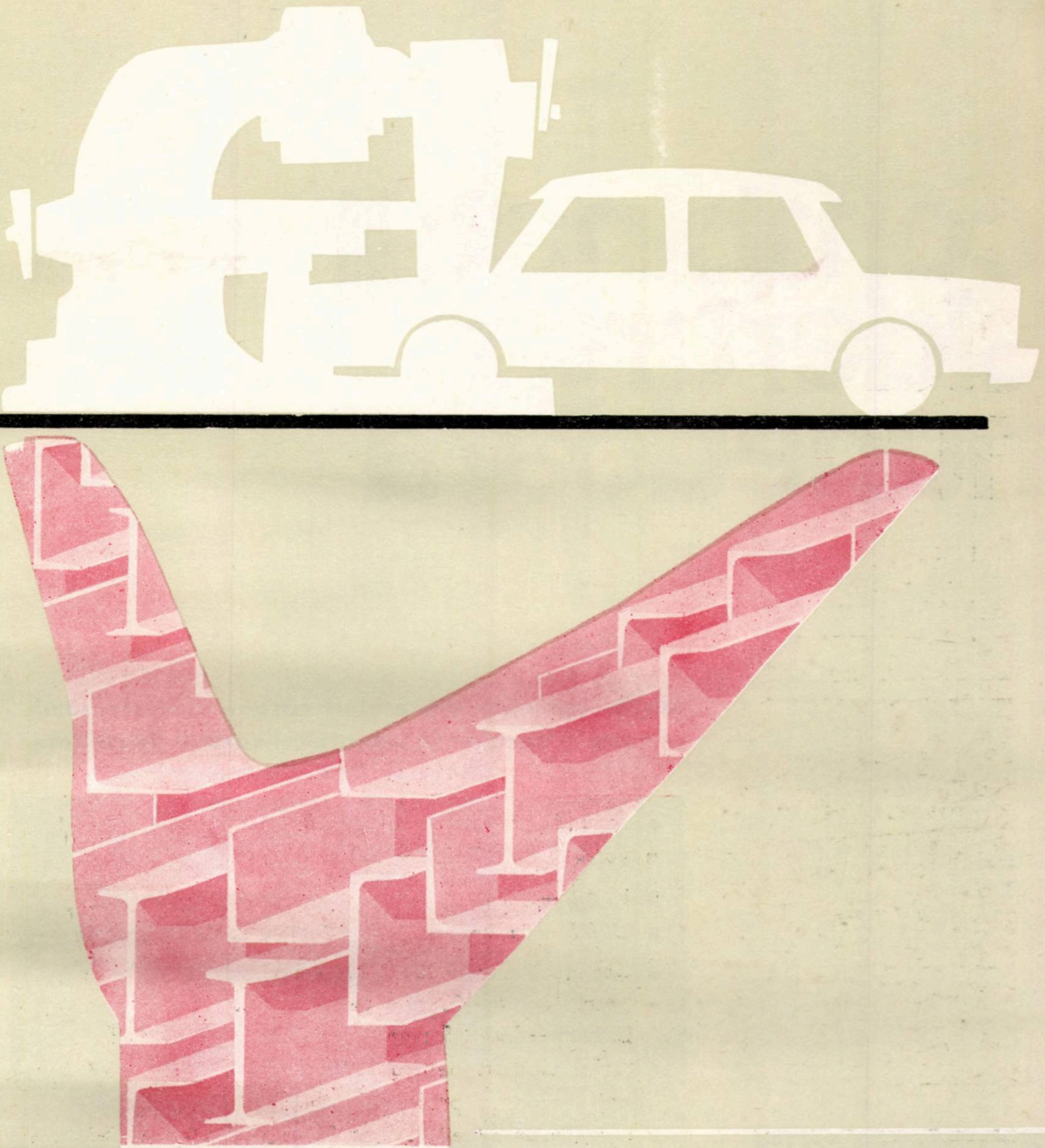
„SILICA"

cu caracteristici fizico-chimice superioare, avînd forme și dimensiuni variate, utilizate la construcția și repararea cuptoarelor de cocsificare și a retortelor de degazeificare

Execută:

FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE „9 MAI"

Turda, Jud. Cluj
Str. Armata roșie nr. 35
Telefon 1450



combinatul
siderurgic
hunedoara

vă oferă
Laminate din oțel
pentru construcția
de mașini

Combinatul siderurgic Hunedoara
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 — Hunedoara
Telefon: 1075—1077—1450—2533—2934
Telex: 03 24 11

combinatul siderurgic hunedoara

vă oferă:

profile laminate din oțeluri carbon calmate, semicalmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate:

- rotunde, cu diametrul de 10 – 180 mm
- cornier de 20 × 20 – 150 × 150 mm
- I 18 – I 24
- U 6,5 – U 24
- late de 20 × 5 – 200 × 20 mm
- benzi laminate la cald de 200 × 2 – 500 × 5 mm
- țagle, blumuri pentru forje, de 70 × 70 – 400 × 400 mm oțel beton cu profil periodic laminat la cald,
- oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald
- profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.

Str. Dr. Petru Groza nr. 8—Hunedoara
Telex: 032411●Telef.: 1075—1077—1450—2533—2934

GRUPUL GHH
proiectează, construiește, livrează și montează pentru industria siderurgică și metalurgia neferoasă

M·A·N

Fabrica de mașini Augsburg-Nürnberg Societate Anonimă

Centrale energetice cu motoare Diesel
Grupuri de intervenţie rapidă cu motoare Diesel (grupuri energetice de rezervă)
Macarale siderurgice, poduri rulante, maşini de încercare, instalaţii de climatizare pentru macarale
Poştă pneumatică
Centrale energetice cu abur
Construcţii metalice, ascensoare

Schloemann
Societate Anonimă

Laminoare la cald şi la rece pentru siderurgie şi metalurgie neferoasă
Instalaţii de turnare continuă pentru siderurgie
Ciocane matriţoare
Prese pentru siderurgie şi metalurgie neferoasă
Utilaj de ajustare, instalaţii auxiliare şi accesorii
Acţionări şi comenzi hidraulice

GHH

Gutehoffnungshütte
Sterkrade
Societate Anonimă

Instalaţii de aglomerare, Furnale cu presiune normală şi presiune ridicată la gîtul furnalului
Oţelării cu insuflare de oxigen şi oţelării electrice, cuptoare electrice, convertizoare, melanjoare, oale de turnare, vehicule speciale, lingotiere

Publicom

CENTRUL DE DOCUMENTARE ȘI PUBLICAȚII TEHNICE AL INDUSTRIEI METALURGICE

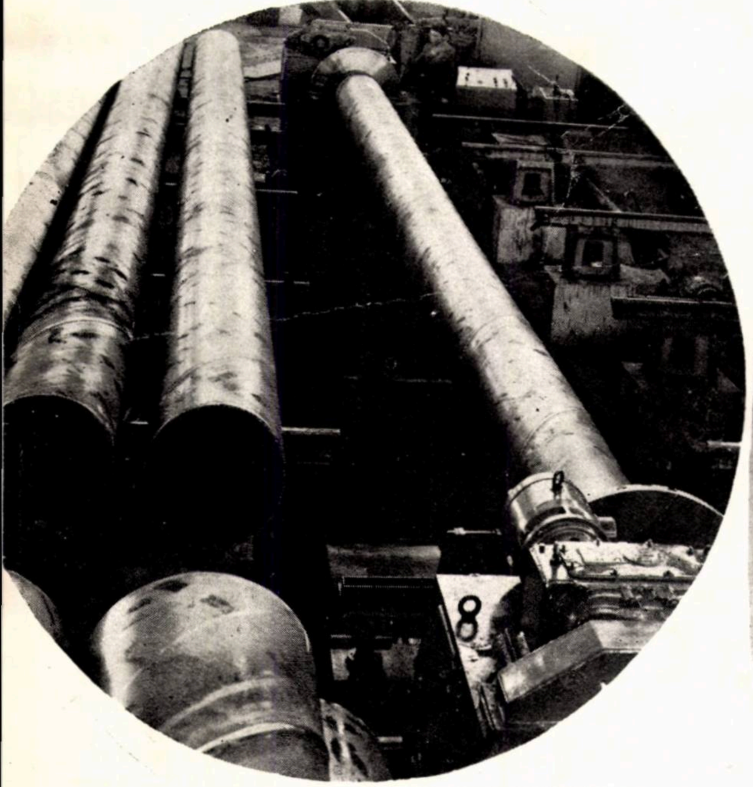
pune la îndemîna celor interesați lucrări de informare și documentare în metalurgie

DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru cadrele de conducere		Buletinul tratează noutăți tehnice și de organizare, conducere, planificare și eficiență economică în industria metalurgică, semnalînd totodată noutăți din literatura străină de specialitate în probleme de importanță deosebită pentru cadrele de conducere
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru industria siderurgică (cocserie, furnale, oțelărie, laminoare, metalurgie fizică, tratamente termice, control tehnic, laboratoare) și pentru industria materialelor refractare, abrazive, cărbunoase		Buletinul conține sinteze documentare, rezumate ample ale celor mai interesante articole și știri, selecționate din literatura tehnică de specialitate, privind probleme tehnico-științifice și de dezvoltare, tehnologii, produse noi, utilaje, prezentări ale rapoartelor tehnice de deplasări în străinătate, ale materialelor obținute de la diferite congrese, conferințe și simpozioane internaționale de specialitate
DOCUMENTARE METALURGICĂ Buletin de informare pentru tehnicieni și maiștri		Buletinul pune la îndemîna tehnicienilor și maiștrilor, precum și a muncitorilor de înaltă calificare, traduceri de articole din reviste de specialitate și cărți tehnice, privind probleme de tehnologie, exploatare și întreținere a utilajelor, organizarea locului de muncă, diferite date folositoare în producție, mecanizări. Buletinul apare în 6 serii de specialitate (cocsari, furnaliști, oțelari, laminatori, refractariști, obraziviști)
INFORMARE PE TEME (la cererea uzinelor)	Semnalări bibliografice	Pe baza temelor date de beneficiar se semnalează periodic (la 2—4 săptămîni) toate articolele de reviste, cărțile tehnice, standardele, brevetele de invenție, cataloagele și prospectele tehnice și alte materiale documentare tratînd temele respective. Semnalarea se face sub formă de fișe bibliografice și se asigură pe bază de abonamente.
	Culegeri de material documentar	Pentru temele la care uzinele se abonează, Centrul de documentare se obligă să pună la dispoziție materialele în original sau în copii xerox. Parte din aceste materiale pot fi livrate chiar traduse
	Sinteze documentare	Lucrări de specialitate pe o temă dată, cuprinzînd ultimele realizări și noutăți din literatura de specialitate pe plan mondial
CATALOGUL CĂRȚILOR DE METALURGIE		Semnalează trimestrial toate cărțile din domeniul metalurgiei primite de bibliotecile din țară
BULETINUL INTERN		Buletinul conține acte cu caracter normativ, emise de Ministerul Industriei Metalurgice sau alte ministere și organe centrale, care sînt obligatorii pentru unitățile din ramura industriei metalurgice

UZINA DE ȚEVI „REPUBLICA” — București

SECȚIA ȚEVI SUDATE

Șoseaua Colentina nr. 461, Telefon 354910



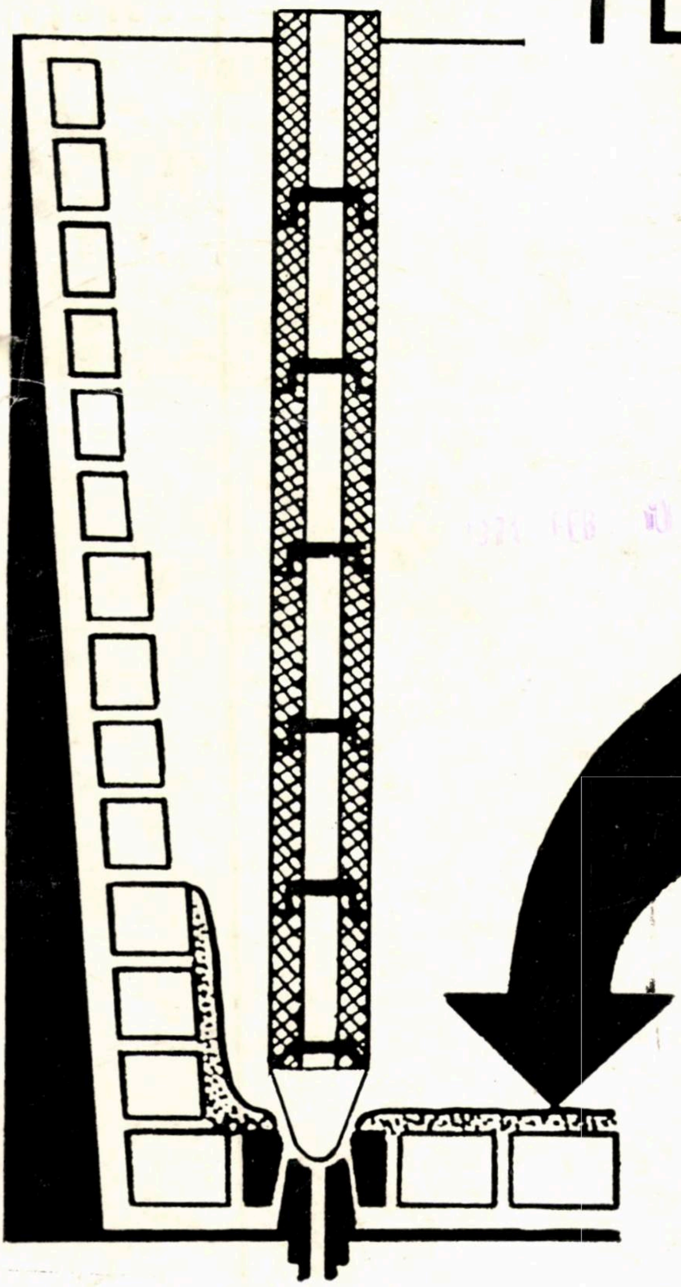
PRODUCE:

Țevi sudate elicoidal, cu diametrul de 419; 470; 520; 620; 720: 820; 920 și 1020 mm și cu grosimi de perete de 4 — 9 mm (7 — 8 mm grosime pentru diametrele de 419 — 521 mm; 8 — 9 mm grosime pentru diametrele de 620 — 1020 mm),
utilizate la conducte magistrale, termoficări, conducte de apă, construcții metalice etc.

Masa plastică refractară

PLASTICEM T.J.

utilizată ca material de protecție a căptușelilor refractare asigură :



- durabilitate mărită
- reducerea consumului specific de manoperă și materiale refractare
- evitarea impurificării oțelului

Masa plastică refractară

PLASTICEM T.J.

se livrează ambalată ermetic în saci de masă plastică, la cerere, de către
FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE
« UNIREA » TG. JIU
Str. "1 Mai" nr. 111 Tg. Jiu